

Vyseká škola strojí a textilní v Liberci
Hálkova 6
Katedra částí strojů

ÚNAVOVÁ PEVNOST CHEMICKOTEPELNĚ POVRCHOVĚ

TVRZENÝCH OZUBENÝCH KOL

(Kandidátská disertační práce)

Aspirant: Ing. Nguyen van Phuc

Školitel: Prof. Ing. Oldřich Meduna
nesitel Řádu práce

Autorské právo se řídí směrnice/í MŠK pro
závěrečné zkoušky č. j. 31 727/62-M/2 ze dne
13. července 1962-Věstník MŠK III, sešit 24 ze dne
31.8.1962 § 15 autorského zákona č. 115/53 Sb.

u 60 / 1973

VYSOKÁ ŠKOLA STROJNÍ A TEXTILNÍ
Ústřední knihovna
LIBEREC I. STUDENTSKÁ 5

Práce učenčena v červnu 1973

1. Úvod

Podstatou chemicko-tepelného zpracování je difusní zpracování povrchových vrstev ocelových součástí při zvýšené teplotě některým prvkem, který jim dodává důležité vlastnosti, zvláště tvrdest, odolnost proti opotřebení a únavě nebo odolnost proti korozi. Nejběžnější je syčení povrchu uhlíkem, dusíkem nebo jejich kombinacemi, kterými se dosahuje hlavně zvýšené tvrdesti a odolnosti proti opotřebení.

Chemicko-tepelné zpracování se provádí v prostředí s vysokou koncentrací příslušného prvku. Obecně to mohou být látky plynné nebo kapalně, které jsou schopny disociací uvolňovat ve styku se žhavým povrchem prvek v atomárním, difuze schopném stavu.

Cementování není jediným prostředkem ke zvyšování povrchové tvrdesti stejných součástí. Spolu s nitrizováním tvoří dvojici způsobů chemicko-tepelného zpracování, které difusí tvoří na povrchu součástí vrstvy velké tvrdesti, jež jsou uloženy na měkkém jádře.

Cementování má proti nitrizování některé technické nedostatky. Nitrizované vrstvy vynikají větší tvrdestí, větší odolností proti otěru, proti zvýšené teplotě a zadření i proti únavě za koroze. Nitrizované součásti jako celek podléhají menším deformacím, protože u nich odpadá kalení a součásti se chřívají na nízkou teplotu a v peci nemalu chladnou. Cementování však má i některé technické výhody. Vrstvy jsou houževnatější a houževnateost se dá nepouštěním zvyšovat. Cementované součástky jako celek se dají snadněji

zpracovávat, a i když se více deformují, jsou houževnatější a mohou se lépe vyrevnávat. Cementování má, jak jsme poznali, i přednosti technologického rázu. V celé této práci je poukázáno na mnohstrannost cementování, k němuž dospíváme nejrozličnějšími postupy. Zařízení pro cementování bývá často jednodušší. U cementování byla úspěšně vyřešena plynulá výroba v kontinuálních pecích. Cementování je také rychlejší, zejména při použití vyšších teplot, a lze při něm bez obtíží dosahovat vrstev velmi rezmanité tloušťky. Proto se součásti před cementováním nemusejí brousit a po cementování se mohou dodatečně obrušovat, takže výrobní náklady jsou nižší.

Nelza však přehlížet i technologické přednosti nitridování. I když zařízení pro ně je složitější, neboť je velmi jednoduchý a spolehlivý, přesně řiditelný. Výhodné je, že po nitridování odpadá další tepelné zpracování. Nitridování dnes již není úzkostlivě vázáno na jeden druh oceli; může se při něm používat i jiných druhů slitinových ocelí, podle toho, jaký cíl se jím sleduje - zda zvýšení tvrdomosti nebo zlepšení odolnosti proti únavě nebo proti korozi.

Není pochyb o tom, že nitridování je nákladnější než hospodárně prováděné cementování. K nitridování se hodí pouze slitinové oceli, kdežto cementováním lze i obyčejné uhlíkové oceli dodat vynikající vlastnosti. Uvážíme-li, že při nitridování není zapotřebí tepelného zpracování a že součásti jsou neobyčejně trvanlivé, vidíme, že i hospodářsky může nitridování s cementováním soutěžit. "elze tedy oba základní postupy chemickotepelného zpracování srovnávat a dávat jednomu nebo druhému z nich přednost,

protože každý má své výhody i nevýhody; rozhodující je účel.

Při výrobě ozubených kol v různých státech bylo mnohokrát prokázáno, že mají naději na úspěšné zařazení především ty způsoby chemickotepelného zpracování, které při příznivé únosnosti umožňují vypustit konečné broušení ozubení. K těmto postupům náleží klasický způsob nitridace v plynu i nový postup, kterým je nízkoteplotní karbenitridace. Vysoká únosnost nitridovaných kol, jak je prokázána v práci /1/, je nesporným kladem stejně jako je výhodou jednoduchost a spolehlivost tohoto procesu. Nepříjemným nedostatkem je jeho vysoká časová náročnost a s tím spojené vysoké náklady na zpracování viz tab. 1.

Nízkoteplotní karbenitridace je proces chemickotepelného zpracování, při kterém dochází ke komplexnímu syčení povrchu dusíkem a uhlíkem za teplot kolem 600°C . Nízkoteplotní karbenitridace umožňuje při příznivých vlastnostech velice podstatně zkrátit dobu syčení až na 2 - 4 hod. Proto všechny průmyslově vyspělé země se intenzivně zajímají o tento postup. Karbenitridace v lázni, která byla v odborné literatuře propagována především skupinou odborníků spolupracujících se západoněmeckým podnikem DEGUSSA v r. 1960. Na několika místech se zabývají vývojem karbenitridace v plynu. Syčení v plynu má řadu výhod, z nichž je nutné zejména jmenovat možnost průběžného řízení procesu a dále hledisko zdravotní. Tato technologie byla v ČSSR realizována v SVÚM Praha B. Přenesilem /2/. Účelem této práce je získat údaje o vhodnosti tohoto nového postupu pro aplikaci na ozubená kola.

V případě ozubených kol se jedná o velice speciální podmínky kombinovaného namáhání. Sledujeme-li zejména únosnost ozubených kol při kontaktním namáhání, prakticky nemůžeme vycházet z výsledků získaných na standardních jednoduchých vzorcích hladkých nebo s vrubem. Přesnější odpověď v tomto směru mohou dát především pečlivé experimenty získané při běhu ozubených kol v přímém záběru. Karbonitridace v lázni byla vyvíjena y NSR a ihned vzbudila veliký zájem, zejména pro svou ekonomickou výhodnost. Experimentální výzkumy Niemanna a Rettiga /3/, /4/ prokázaly, že v lázni karbonitridovaná ozubená kola mají velice příznivé hodnoty únosnosti. Příslušné hodnoty činí 46 - 70 % únosnosti cementovaných kol a vyšší o 50 - 180% proti zušlechťeným kolům. Přitom těchto vysokých hodnot kontaktní únosnosti bylo dosaženo i u kol z nízkouhlíkové oceli.

Nízkoteplotní karbonitridace v plynu dává strukturně zcela obdobnou karbonitridační vrstvu jako karbonitridace v lázni. Jsou tedy všechny předpoklady pro její příznivé předpoklady pro její příznivé uplatnění i u ozubených kol.

Běhovými zkouškami ozubených kol získané údaje o únavové pevnosti chemickoteplotně zpracovaných, povrchově tvrzených ozubených kol, dávají technické veřejnosti potřebné hodnoty pro další zdekonalevání technologie a pro pevnostní výpočet ozubení. Z těchto výsledků vyvozujeme jiný postup pro v pevnostní výpočet tvrzených ozubených kol. Současně zjišťujeme přesněji faktory ovlivňující kontaktní pevnost materiálu, nejdůležitější kritérium trvanlivosti tvrzených ozubených kol. /5/, /6/.

V závěru úvodní části bych chtěl poděkovat svému školi-
teli Prof. Ing. Oldřichu Medunovi, nositeli Řádu práce a
všem pracovníkům katedry částí strojů na strojní fakultě
VŠST, za péči a čas, který mi na dobu mého aspirantského
studia věnovali a zejména pak za možnosti, které mi poskytli
pro práci na ukolu, jehož výsledkem je tato kandidátská di-
sertační práce.

2. Kontaktní namáhání na zubech ozubených kol

2.1. Skluz po profilech zubů ozubených kol

Na obr. 2.1 je naznačeno vytváření evolventy odvinuté z kružnice k_z úhlovou rychlostí ω . Vyšetříme rychlostní poměry v bodě D, ve kterém evolventa protíná tečnu k základní kružnici. Obvodová rychlost $R\omega$ bodu D na evolventě se rozkládá do složek v_z a v_e . Rychlost v_z je rychlost bodu záběru po záběrové přímce a rychlost $v = -v_e$, je rychlost, s jakou se záběrový bod pohybuje po evolventě. Rychlost v se nazývá rychlost otírání evolventy. Pomocí vyznačených veličin na obr. 2.1 lze vyjádřit :

$$v_z = R\omega \cos \beta = r_z \cdot \omega \quad (2.1)$$

$$v = R\omega \sin \beta = r \cdot \omega \quad (2.2)$$

Na obr. 2.2 jsou na evolventách e_1 a e_2 vyznačeny přídružené body G a H, které se setkají v bodě L. Oblouk DG na evolventě e_1 se otře o oblouk DH na evolventě e_2 . Zvolíme-li na záběrové přímce řadu rovnoměrně rozložených bodů L, pak dostaneme na evolventách e_1 , e_2 přídružené body a mezi nimi sled úseků, které se vzájemně otřou. To dává možnost posoudit, jak se evolventy otírají. Okamžitý měrný skluz v bodu D na evolventě e_1 je limita poměru $\lambda_1 = \frac{\widehat{DG} - \widehat{DH}}{\widehat{DG}}$, když se bod L neomezeně blíží k bodu D. Použijeme rychlosti otírání evolvent podle obr. 2.2 k vyjádření tohoto poměru. Za dobu $d\tau$ bude $\widehat{DG}$ rovno $d_1 d\tau$, $\widehat{DH} = v_2 d\tau$. Takže měrný skluz v bodě D na evolventě e_1 je:

$$\lambda_1 = \lim \frac{\widehat{DG} - \widehat{DH}}{\widehat{DG}} = \frac{v_1 - v_2}{v_1}$$

$$\lambda_1 = \frac{v_1 d\tau - v_2 d\tau}{v_1 d\tau} = \frac{\rho_1 \omega_1 - \rho_2 \omega_2}{\rho_1 \omega_1}$$

$$\lambda_1 = 1 - \frac{\rho_2 \omega_2}{\rho_1 \omega_1} = 1 - \frac{1}{i} \cdot \frac{\rho_2}{\rho_1}$$

(2.3)

Podobně měrný skluz v bodu D na evolventě σ_2 je

$$\lambda_2 = \lim \frac{\widehat{DH} - \widehat{DG}}{\widehat{DH}} = \frac{v_2 d\tau - v_1 d\tau}{v_2 d\tau}$$

$$\lambda_2 = \frac{v_2 - v_1}{v_2} = \frac{\rho_2 \omega_2 - \rho_1 \omega_1}{\rho_2 \omega_2}$$

$$\lambda_2 = 1 - \frac{\rho_1 \omega_1}{\rho_2 \omega_2} = 1 - i \frac{\rho_1}{\rho_2}$$

(2.4)

kde je $i = \frac{\omega_1}{\omega_2}$ převod.

Tím jsou vyjádřeny měrné skluzy při záběru v libovolném bodě záběrové přímky při záběru evolvent ve valivém bodě P bude $D \equiv P$ a při použití obdobných trojúhelníků vyplyne výraz:

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{\overline{BP}}{\overline{AP}} = \frac{\overline{O_2P}}{\overline{O_1P}} = \frac{\omega_1}{\omega_2} = i$$

Po dosazení do (2.3) a (2.4) dostaneme $\lambda_1 = \lambda_2 = 0$. Je zde čisté valení evolvent po sobě. Bod P se nazývá záběrový pól, na něm je relativní rychlost nulová. Nulová rychlost skluzu mezi profily ve valivém bodě P není nijak na prospěch měrnému tlaku

na povrchu zubu, neboť při valení se zhoršují podmínky pro tvoření olejové vrstvy mezi zuby. Tvoří se tu snadno důlky, t.j. drobné jamky.

V krajních bodech A a B záběrové přímky, kde by přišly do záběru body evolvent E, F, je v prvním případě $\rho_1 = 0$, v druhém případě $\rho_2 = 0$. Měrné skluzu jsou zde tedy:

$$\begin{aligned} \lambda_{1A} &= -\infty & \lambda_{2A} &= 1 \\ \lambda_{1B} &= 1 & \lambda_{2B} &= -\infty \end{aligned} \quad (2.5)$$

Pro myšlené průběhy skluzů λ_1 a λ_2 napravo od bodu B a nalevo od bodu A položíme jednou $\rho_1 = \infty$, podruhé $\rho_2 = \infty$. Protože

$\rho_1 + \rho_2 = 1$, je v prvním případě $\lim \rho_2/\rho_1 = \lim \frac{1-\rho_1}{\rho_1} = -1$, v druhém případě je rovněž $\lim \rho_1/\rho_2 = \lim \frac{1-\rho_2}{\rho_2} = -1$.

V úběžných bodech jsou tedy měrné skluzu

$$\begin{aligned} \lambda_1 &= 1 + \frac{1}{\epsilon} \\ \lambda_2 &= 1 + \epsilon \end{aligned} \quad (2.6)$$

to jsou souřadnice asymptot křivek, podle nichž se mění měrné skluzu. Průběhy měrných skluzů znázorňuje obr. 2.3 z rovnice (2.3) a (2.4) snadno vyplývá, že tyto křivky jsou rovnosečné hyperboly s vodorovnými asymptotami a_1 , a_2 .

Relativní rychlost mezi profily $|v_{21}| = |v_{12}| = v_s$ je rychlost skluzová. Tato rychlost se rovná rozdílu rychlostí otáčení evolvent podle (2.2). Pro označení podle obrázku 2.2 bude platit:

$$\begin{aligned} v_1 - v_2 &= \rho_1 \omega_1 - \rho_2 \omega_2 = (\overline{AP} + \overline{PD})\omega_1 - (\overline{BP} - \overline{PD})\omega_2 \\ v_1 - v_2 &= \overline{PD} (\omega_1 + \omega_2) = v_s \end{aligned} \quad (2.7)$$

Můžeme tedy měrné skluzu obecně vyjádřit též takto:

$$\lambda_1 = \frac{v_3}{v_1} \quad \text{a} \quad \lambda_2 = \frac{v_3}{v_2} \quad (2.8)$$

Měrné skluzu λ_1 a λ_2 jsou navzájem vázány vztahem plynoucím z rovnic (2.3) a (2.4)

$$\lambda_2 = 1 - \frac{1}{1 - \lambda_1} \quad (2.9)$$

Podle tohoto výrazu měrným skluzem λ_1 na jednom profilu je jednoznačně určen měrný skluz λ_2 na druhém profilu. V praxi se posuzují jen extrémy měrných skluzů, které nastávají v bodech A_2 a B_1 na profilech na hlavových kružnicích (viz obr. 2.4) a jím přidružených bodech A_1 B_2 na patách zubu protikola, které přijdou do záběru v průsečících A a B hlavových kružnic se záběrovou přímkou, t.j. na začátku a na konci záběru. Jde tu o vzájemné otření oblouků (S_{H_2}, S_{P_1}) a (S_{H_1}, S_{P_2}) přidružených zvoleným úsekům $\overline{AC}$ a $\overline{BD}$ na záběrové přímce. Pro jasnější srovnávání volíme úseky $\overline{AC} = \overline{BD}$. V limitě pro $AC = 0$ a $BD = 0$ vyjádříme toto otírání měrnými skluzy pomocí úseků $(\varphi_{1A}, \varphi_{2A})$ a $(\varphi_{1B}, \varphi_{2B})$.

2.2 Skluzová a valivá rychlost ozubených kol

2.2.1 Čelní kola s přínými a šikmými zuby

Při pohledu ve směru os soukolí se na roztečných kružnicích projevuje záběr zubů jako čisté valení, tedy zcela bez skluzu. S výjimkou záběrového bodu na roztečných kružnicích dochází v ostatních bodech na záběrové přímce ke skluzu. V obecném bodě záběru T je velikost rychlosti skluzu dána součinem relativní úhlové rychlosti a vzdálenosti bodu T od centrálního

bodů P (viz obr. 2.5).

Rychlost skluzu dosáhne největší hodnoty, jestliže zabírají zuby na počátku nebo na konci dráhy záběru. Rychlost skluzu leží v rovině kolmé k osám ozubených kol a v uvažovaném záběrovém bodě je kolmá na společnou normálu boků. Velikost rychlosti skluzu je přibližně dána výrazem

$$V_s = k \cdot V_v \cdot \cos \beta \left(\frac{1}{z_1} + \frac{1}{z_2} \right) \quad [m/s] \quad (2.10)$$

kde V je větší z obou hodnot V_1 a V_2

V . . . výpočtová hodnota, nebo běžné jednotkové posunutí nástroje x

Hodnota V může být v mezích

$$4 - \frac{10 \cdot \cos^3 \beta}{z_1} > V_1 > 1 + \frac{20 \cdot \cos^3 \beta}{z_1} \\ 4 - \frac{10 \cdot \cos^3 \beta}{z_2} > V_2 > 1 + \frac{20 \cdot \cos^3 \beta}{z_2} \quad (2.11)$$

V_1 . . . obvodová rychlost pastorku ve střední výšce zubu
v [m/s]

β . . . úhel sklonu zubu pastorku a kola /°/

k . . . součinitel pro zuby podle standartu (např. standartní systém B.S., $k = 2,75$).

Volíme-li hodnotu V ve shora uvedených mezích, je zaručeno, že zuby nebudou ani špičaté ani podřiznuté. Hodnota V může být ještě dána vztahem:

$$V = 2 + 2x$$

2.2.2 Kuželová kola

Pro kuželová kola můžeme použít výraz (2.10), dosadíme-li za

$$\begin{aligned} z_1 & \text{ hodnotu } \frac{z_1}{\cos \delta_1} \\ z_2 & \text{ hodnotu } \frac{z_2}{\cos \delta_2} \end{aligned} \quad (2.12)$$

2.2.3 Šroubová soukolí

Na obr. 2.6 je pohled ve směru společné normály os e_1 a e_2 šroubových ozubených kol. Přímka t_{12} je společná tečnám beků zubů obou kol v bodu záběru, přímka n_{12} je pak normála, na tuto tečnu kolmá. Obvodová rychlost v_1 leží v rovině kolmé na osu e_1 , obvodová rychlost v_2 v rovině kolmé na osu e_2 . Z podmínky stálého záběru zubů vyplývá, že složky obvodových rychlostí do směru společné normály musí být stejné $v_{1n} = v_{2n} = v_n$. Tečné složky v_{1t} a v_{2t} jsou obecně vzájemně různé a jsou dány výrazy:

$$v_{1t} = v_1 \sin \beta_1$$

$$v_{2t} = v_2 \sin \beta_2$$

Rozdíl těchto tečných složek určuje tzv. rychlost skluzu podél zubu, kterou označíme v_{sh} . Rychlost skluzová podél zubu je kolmá ke společné normále os e_1 a e_2 a leží na společné tečné rovině boku zubu, procházející bodem jejich dotyku. V tomto smyslu je tedy rychlost skluzu podél zubu dána výrazem

$$v_{sh} = v_1 \sin \beta_1 - v_2 \sin \beta_2$$

Přisoudíme-li úhlům β_1 a β_2 vzájemně opačná znaménka (jelikož přísluší šroubovicím s pravým a levým stoupáním), pak

$$v_{sh} = v_1 \sin \beta_1 + v_2 \sin \beta_2$$

složky obvedových rychlostí do směru společné normály musí být stejné, tedy

$$v_1 \cos \beta_1 = v_2 \cos \beta_2$$

Výraz pro rychlost skluzu podél zubu v_{sh} lze tudíž psát ve tvaru

$$\begin{aligned} v_{sh} &= v_1 \cos \beta_1 \left[\frac{\sin \beta_1}{\cos \beta_1} + \frac{\sin \beta_2}{\cos \beta_2} \right] = \\ &= v_1 \cos \beta_1 (\operatorname{tg} \beta_1 + \operatorname{tg} \beta_2) \end{aligned}$$

nebo

$$v_{sh} = v_2 \cos \beta_2 (\operatorname{tg} \beta_1 + \operatorname{tg} \beta_2) \quad [m/s]$$

(2.13)

nebo

$$v_{sh} = \sqrt{v_1^2 + v_2^2 - 2v_1v_2 \cos \theta} \quad [m/s]$$

(2.14)

poslední výraz je odvozen na základě úvahy, že rychlost skluzu podél zubu je vektorovým rozdílem rychlostí v_1 , v_2 a rychlostí mezi sebou svírající úhel rovný úhlu os kol θ .

Úhel mezi rychlostí skluzu a rychlostí skluzu podél zubu je ve většině praktických případů přibližně roven 90° . Je proto výsledná rychlost skluzu, daná vektorovým součtem rychlostí v_{st} a v_{sh} , přibližně určena výrazem

$$v_s = \sqrt{v_{st}^2 + v_{sh}^2} \quad [m/s]$$

U šroubových soukolí s úhlem os rovným přibližně 90° je rychlost skluzu v_{st} proti rychlosti skluzu v_{sh} podél zubu obvykle zanedbatelná.

Skluzovou a valivou rychlost ozubených kol můžeme poří-
tat jiným způsobem, viz obr. 2.7.

Je-li v_1 , v_2 obvodová rychlost pasterku v bodě K, pak je:

$$v_1 = r_{x1} \cdot \omega_1$$

$$v_2 = r_{x2} \cdot \omega_2$$

kde $r_{x1} = O_1K$ a $r_{x2} = O_2K$.

Tečné složky obvodové rychlosti v_1 a v_2 jsou v_{1t} a v_{2t} :

$$v_{1t} = v_1 \cdot \cos \alpha_{x1}$$

$$v_{2t} = v_2 \cdot \cos \alpha_{x2}$$

kde

$$\cos \alpha_{x1} = \frac{\rho_1}{r_{x1}}$$

$$\cos \alpha_{x2} = \frac{\rho_2}{r_{x2}}$$

pak

$$v_{1t} = \omega_1 \cdot \rho_1$$

$$v_{2t} = \omega_2 \cdot \rho_2$$

nebo

$$v_{2t} = \frac{\omega_1}{i} \cdot \rho_2$$

z čehož získáme

$$v_{1t} + v_{2t} = \left(\rho_1 + \frac{\rho_2}{i} \right) \omega_1 = a_H \cdot \omega_1 \quad (2.15)$$

kde

$$a_H = \frac{r_{O1}}{i} \left[(1 \pm i) \cdot \operatorname{tg} \alpha + (i - 1) \cdot \theta_{x1} \right] \quad (2.15)$$

Z předchozích výpočtů jsme měli veličiny:

$$\rho_1 = r_{O1} \cdot \theta_{x1}$$

$$\rho_2 = r_{O1} \cdot \left[(1 \pm i) \cdot \operatorname{tg} \alpha - \theta_{x1} \right] \quad (2.16)$$

kde α . . . tlakový úhel nebo úhel záběru

i . . . převodový poměr

$$\theta_{x1} = \pm \frac{A \cdot \sin \alpha - \sqrt{R_{e2}^2 - r_{o2}^2}}{r_{o1}}$$

A . . . osevá vzdálenost

R_{e2} . . . poloměr hlavové kružnice ozubeného kola

r_{o2} . . . poloměr patní kružnice ozubeného kola

V těchto výrazech platí, herní znak (plus) pro soukolí s vnějším záběrem, dolní znak (minus) pro soukolí s vnitřním záběrem.

Evolverentní kola se šikmým ozubením počítáme opět pomocí výrazu (2.15) ale

$$\rho_1 = \frac{1}{\cos \beta_o} [r_{o1} \cdot \theta_{x1} + (1+x) \cdot \sin \beta_o] \quad (2.17)$$

$$\rho_2 = \frac{1}{\cos \beta_o} \left\{ r_{o1} [(1+i) \cdot \operatorname{tg} \alpha_s - \theta_{x1}] - (1+x) \cdot \sin \beta_o \right\}$$

kde α_s . . . čelní úhel záběru

l . . . polovina délky kontaktní čáry

Destaneme rovnici

$$v_{H1} + v_{H2} = (a_4 + b_4 \cdot x) \cdot \omega_1 \quad (2.18)$$

kde

$$a_4 = \frac{r_{o1}}{i} [(1+i) \cdot \operatorname{tg} \alpha_s + (i-1) \cdot \theta_{x1}] + b_4 \cdot l$$

$$b_4 = \sin \beta_o \left(1 - \frac{1}{i} \right) \quad (2.19)$$

Pro kuželevá přímá kola počítáme podle (2.15), ale veličiny r_{o1} a i musíme nahradit veličinami:

$$r_{01}' \cdot \left(1 - \frac{l-x}{L} \right) \quad \alpha \quad i^2$$

Máme tedy:

$$a_4' = \frac{r_{01}'}{i^2} \left[(1+i^2) \cdot \operatorname{tg} \alpha_s + (i^2-1) \cdot \theta_{\alpha s} \right]$$

$$a_4 = \left(1 - \frac{l}{L} \right) \cdot a_4'$$

$$b_4 = - \frac{a_4'}{L} \quad (2.120)$$

r_{01}' . . . poloměr základní redukované kružnice čelního kola.

2.3 Tření a koeficient tření na zubech ezubených kel

Při etáčivém pohybu spelu zuby ezubených kel zabírají. Profil zubů jednoho kola klouže po profilech zubů druhého kola, a proto na povrchu zubů ezubených kel při pohybu vzniká třecí síla. Třecí síla na povrchu zubů hnacích ezubených kel směřuje od záběrového nělu k hlavě nebo patě zubů. Na povrchu zubů hnaných ezubeaých kel třecí síla naopak směřuje od hlavy a paty zubů k záběrovému nělu. Te proto, že směr třecí síly má opačný smysl, než skluzová rychlost. Aremě skluzového tření je ještě valivé tření na povrchu zubů. Ale valivé tření vzniká pouze v záběrovém nělu; t.j. na záběrové přímce; v tomto bedě je jenom valivá rychlost, skluzová rychlost je nulová. Valivé tření na povrchu zubů je malé při porovnání s třením skluzovým. Při výpočtu valivé tření zanedbává.

2.3.1 Výpočet koeficientu tření na zubech ozubených kol

Mějme ozubený převod viz obr. 2.8. Označme následující veličiny:

- z_1, z_2 . . . počet zubů hnacího a hnaného kola
 f_2 . . . koeficient tření na zubu
 R_n . . . normální síla působící na zub
 F . . . třecí síla

Z obr. 2.8 kreutící moment na zubu ozubeného kola 1 je:

$$M_1 = R_n \cdot r_1 \cdot \cos \alpha - F_1 \cdot (r_1 \cdot \sin \alpha - f)$$

Podle zákona tření je třecí síla F_1 :

$$F_1 = f_2 \cdot R_n$$

a tudíž je normální síla vyjádřena jako

$$R_n = \frac{M_1}{r_1 \cos \alpha - f_2 \cdot (r_1 \sin \alpha - f)}$$

a třecí síla je:

$$F_1 = \frac{f_2 \cdot M_1}{r_1 \cos \alpha - f_2 \cdot (r_1 \sin \alpha - f)}$$

Záběrový nól leží na spojnicí středů ozubených kol, normální síla je v něm dána

$$R_n = \frac{M_1}{r_1 \cos \alpha + f_2 \cdot (r_1 \sin \alpha - f)}$$

a třecí síla je

$$F_1 = \frac{f_2 \cdot M_1}{r_1 \cos \alpha + f_2 \cdot (r_1 \sin \alpha - f)}$$

kde f . . . vzdálenost záběrového bodu na záběrové přímce od záběrového nolu.

Přibližně počítáme takto:

$$F_1 = F_2 \approx f_2 \cdot \frac{M_1}{r_1 \cos \alpha} \quad (2.21)$$

Ztráta na zubech ozubených kel způsobená třením je vypočítána poměrem mezi výkonem tření ($N_{tř}$) a výkonem kreutického momentu (N_{M1}). Označme φ_2 jako ztrátu na zubech ozubených kel. Potom je

$$\varphi_2 = \frac{|N_{(F_1, F_2)}|}{N_{(M_1)}}$$

kde

$$N_{(F_1, F_2)} = N_{tř} = -F \cdot v_s = -f_z \cdot R_n \cdot v_s$$

v_s - skluzová rychlost

$$v_s = f(\omega_1 + \omega_2)$$

odtud

(2.22)

$$N_{(F_1, F_2)} = -F_z \cdot f(\omega_1 + \omega_2)$$

a

$$N_{(M_1)} = M_1 \cdot \omega_1$$

(2.23)

Pe dosazení (2.21), (2.22) a (2.23) do výrazu pro f_z dostaneme:

$$\varphi_2 = \frac{f_z \cdot M_1 \cdot f(\omega_1 + \omega_2)}{r_1 \cdot \cos \alpha \cdot M_1 \cdot \omega_1} = \frac{f_z \cdot f(\omega_1 + \omega_2)}{r_1 \cdot \cos \alpha \cdot \omega_1}$$

Hodnota ztráty je funkce veličiny proměnné f . Při $f = 0$ je pak $\varphi_2 = 0$, to je v případě, že skluzová rychlost v záběrovém pálu se rovná nule.

Prakticky hodnota ztráty je vypočítána průměrnou hodnotou ztráty. V obr. 2.9 je funkce $\varphi_2(x)$ graficky vyjádřena.

Je-li $x = l_1 = f = l_2$

pak

$$\varphi_2 = \frac{f_z \cdot l_1 \cdot (\omega_1 + \omega_2)}{r_1 \cdot \cos \alpha}$$

a

$$\varphi_2 = \frac{f_z \cdot l_2 \cdot (\omega_1 + \omega_2)}{r_1 \cdot \cos \alpha}$$

Průměrná souřadnice grafu označuje střední hodnotu ztráty φ_{zs} .

Máme φ_{zs} takto:

$$\varphi_{zs} = \frac{\text{plocha grafu}}{\text{délka základního grafu}}$$

kde $l_1 + l_2$ je délka záběrové čáry zubu ozubených kol.

Prote je také:

$$\varphi_{zs} = f_2 \cdot \frac{(\omega_1 + \omega_2) (l_1^2 + l_2^2)}{2 r_f \cdot \cos \alpha \cdot l_2 \cdot \omega_1}$$

Při ozubených převodech máme:

$$\frac{\omega_2}{\omega_1} = \frac{z_1}{z_2} \quad a \quad r_f = \frac{z_1 \cdot m}{2}$$

m . . . modul ozubených kol

Součinitel záběru ε (trvání záběru) je:)

$$\varepsilon = \frac{l_z}{t \cdot \cos \alpha}$$

t . . . rozteč zubů

$$l_z = \varepsilon \cdot t \cdot \cos \alpha = \varepsilon \cdot \pi \cdot m \cdot \cos \alpha$$

Pak je s dostatečnou přesností:

$$l_1 = l_2 \approx \frac{1}{2} l_z = \frac{1}{2} \cdot \varepsilon \cdot m \cdot \pi \cdot \cos \alpha$$

Po dosazení dostaneme výraz pro výpočet střední hodnoty na zubech ozubeného kola.

$$\varphi_{s2} = f_2 \cdot \left(\frac{1}{z_1} + \frac{1}{z_2} \right) \cdot \frac{l_1 + l_2}{\pi m^2 \cdot \cos^2 \alpha \cdot \varepsilon}$$

a

$$\varphi_{s2} = \pi \cdot f_2 \cdot \left(\frac{1}{z_1} + \frac{1}{z_2} \right) \cdot \frac{\varepsilon}{2}$$

(2,24)

Podobně jako pro vnější záběr, platí při vnitřním záběru

ozubených kol

$\omega = \omega_1 - \omega_2$ a proto dostaneme φ_{sz} :

$$\varphi_{sz} = \pi \cdot f_z \cdot \left(\frac{1}{z_1} - \frac{1}{z_2} \right) \cdot \frac{\varepsilon}{2} \quad (2.25)$$

Při záběru hřebenů je

$$\varphi_{sz} = \pi \cdot f_z \cdot \frac{1}{z_1} \cdot \frac{\varepsilon}{2} \quad , \quad z_2 = \infty$$

Z výrazu (2.24) víme, že hodnota ztráty na zubech ozubeného kola 1 je větší, než hodnota ztráty na zubech ozubeného kola 2 (hnaného kola). Hodnota ztráty na zubech ozubeného kola závisí na koeficientu tření na bocích zubů f_z .

2.3.2 Koeficient tření jako funkce kontaktní teploty

Sovětskí vědci prováděli mnohaleté pokusy pod vedením akademika M.A. Rebindera a došli k závěru, že veškerá práce třením se přeměňuje na teplo (asi 99,5 %). Práce tření závisí na koeficientu tření. Ale koeficient tření zase závisí na mnoha faktorech, a to především na skluzové rychlosti, tlaku, kontaktní teplotě atd. Koeficient tření se obvykle zjišťuje experimentálně, neboť se jej zatím nepodařilo stanovit poččetně.

Obecný výraz pro výpočet koeficientu tření, který uvádí N.V. Kračelskij je:

$$f = (a + b \cdot v) \cdot e^{-c \cdot v} + d \quad (2.26)$$

Víme, že rychlost se mění, pak koeficient tření f může

rychle růst nebo klesat, nebo může být konstantní, podle vzájemných poměrů koeficientů a , b , c a d . Hodnoty těchto koeficientů závisejí na materiálu soukolí, měrném tlaku a jiných faktorech a dále i na konkrétních podmínkách převezu soukolí.

Po studiu procesu tření s přihlédnutím k příčinám jeho vzniku byl uveden výše uvedený výraz

$$J f_p v t = \frac{F_k \cdot c \cdot g \cdot \Delta \cdot T'}{g} + \alpha \cdot g \cdot D \cdot \Delta \cdot T' t \quad (2.27)$$

kde	J	...	ekvivalentní teplo jednotky práce
	p	...	tlak
	v	...	skluzová rychlost
	$p v$	...	výkon třecího tepla
	t	...	čas
	f	...	koeficient tření
	F_k	...	kontaktní plecha na bocích zubů
	c	...	měrné teplo materiálu soukolí
	g	...	měrná váha materiálu soukolí
	Δ	...	hloubka, do jaké proniká třecí teplo
	T'	...	kontaktní teplota těles
	α	...	koeficient předávání tepla na povrchu tělesa
	D	...	průměr experimentálních vzorků
	g	...	tíhové zrychlení

Hloubka, do které proniká třecí teplo byla vypočítána podle mnoha teorií. Na základě teorie tepelných vln M. M. Levického vypočítal tuto hloubku z následujícího výrazu:

$$\Delta = 2,2 \cdot \sqrt{\omega^2 t} \quad (2.28)$$

kde

$$\omega^2 = \frac{\lambda}{c \cdot g} \quad - \text{tepelná vodivost}$$

$$\lambda \quad - \text{koeficient tepelné vodivosti}$$

Pro určení hodnot Δ a t sestavíme soustavu dvou rovnic

$$\frac{C \cdot \gamma \cdot F_k \cdot \Delta \cdot T'}{g} = \alpha \cdot \pi \cdot D \cdot \Delta \cdot T' \cdot t$$

$$\frac{C \cdot \gamma \cdot F_k \cdot \Delta \cdot T'}{g} = \frac{\lambda \cdot F_k \cdot T' \cdot t}{\Delta} \quad (2.29)$$

První rovnice je podmínkou rovnosti vzniklého a odevzdaného tepla. Druhá rovnice - podmínka, při které se vzniklé teplo rozšiřuje v jádře pomocí tepelné vodivosti. Řešením první rovnice (2.29) dostaneme t

$$t = \frac{C \cdot \gamma \cdot F_k}{g \cdot \alpha \cdot \pi \cdot D} \quad (2.30)$$

Řešením druhé rovnice (2.29) dostaneme Δ a :

$$\Delta = 3,13 \cdot \sqrt{\omega^2 \cdot t} \quad (2.31)$$

Výraz (2.31) se liší od výrazu (2.28) hodnotou koeficientu před odmocninou, ale je získán jednodušším postupem.

Řešením soustavy rovnic (2.29) je mezní hodnota hloubky, do které pronikne teplo při tepelné rovnosti:

$$\Delta = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{\lambda \cdot D}{\alpha}} \quad (2.32)$$

Po vyloučení času t z rovnice (2.27) dostaneme:

$$J \cdot f \cdot p \cdot v = 2 \cdot \Delta \cdot T' \cdot \alpha \cdot \pi \cdot D \quad (2.33)$$

V rovnicích (2.27) a (2.33) je přítomna veličina T' . Určení hodnoty veličiny T' není snadné, protože konstantní teplota závisí na změně třecího výkonu pv.

Existuje několik způsobů pro určení kontaktní teploty, ale hlavně to jsou experimentální formulace /7/.

Výzkumy i experimenty na praktických schématech nám daly možnost přesnějšího určení kontaktní teploty, přičemž kontaktní teplota je určována v závislosti na tepelném výkonu tření.

Analýzou řešení rovnice (2.33) dle f dostaneme:

$$f = \frac{2 \cdot \Delta \cdot T' \cdot \alpha \cdot \pi \cdot D}{J \cdot p \cdot v} \quad (2.34)$$

Je-li třecí pár z různých materiálů, pak třecí koeficient je:

$$f = \frac{(\alpha_1 \cdot \Delta_1 + \alpha_2 \cdot \Delta_2) \cdot T' \cdot \pi \cdot D}{J \cdot p \cdot v} \quad (2.35)$$

Δ_1, Δ_2 . . . hloubka, do které pronikne teplo v příslušném tělese

α_1, α_2 . . . koeficient přestupu tepla na povrchu příslušného tělesa

Určení koeficientu tření je možné následujícím postupem:

- a) určení kontaktní teploty $\bar{T}$ graficky podle výkonu třecího tepla $p \cdot v$
- b) určení koeficientu tření z výrazů (2.34) a (2.35) pomocí příslušných hodnot $\lambda, \Delta, \alpha, D$ daného soukolí.

Pro znázornění matematického vztahu mezi kontaktním koeficientem tření a kontaktní teplotou z výrazu (2.33) přepíšeme

$$J \cdot p \cdot v \cdot f = 2 \cdot \Delta \cdot T' \cdot \alpha \cdot \pi \cdot D = \theta \quad (2.36)$$

označíme

$$J \cdot p \cdot v = A$$

$$2 \cdot \Delta \cdot \alpha \cdot \pi \cdot D = B$$

Po dosazení do (2.36) máme následující rovnici

$$A \cdot f - B \cdot \tau' = \theta \quad (2.37)$$

Rovnice (2.37) je vlastně část obecné rovnice přímky, která prochází počátkem souřadnicové soustavy ($Ax + by + c = \theta$)

Z rovnice (2.37) můžeme psát

$$f = \frac{B}{A} \cdot \tau' = \operatorname{tg} \varphi \cdot \tau'$$

kde

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{B}{A} = \frac{2 \cdot \Delta \cdot \pi \cdot \alpha \cdot D}{J \cdot \rho \cdot v}$$

nebo

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{(\Delta_1 \alpha_1 + \Delta_2 \alpha_2) \cdot \pi \cdot D}{J \cdot \rho \cdot v}$$

Graf rovnice (2.37) je znázorněn na obr. 2.10.

2.3.3 Studium koeficientu tření na zubech ozubených kol experimentem

Ztráty ozubeného převodu při záběru byly podle C.F. Ketova a N. I. Kolčina vypočítány pomocí skluzového tření. Účinnost je následujícím výrazem:

$$\eta = 1 - \frac{1}{2} \cdot f \cdot \left(1 + \frac{z_1}{z_2}\right) \frac{(\operatorname{tg} \alpha - \theta_{10})^2 + (\theta_{11} - \operatorname{tg} \alpha)^2}{\theta_{11} - \theta_{10}}$$

kde f . . . koeficient skluzového tření na zubech

θ_{10} . . . úhel vnitřního bodu zubového profilu ozubeného kola z_1 (hnacího kola)

$$\theta_{10} = \left(1 + \frac{z_2}{z_1}\right) \operatorname{tg} \alpha - \frac{z_2}{z_1} \cdot \theta_{22}$$

θ_{11} . . . úhel vnějšího bodu ozubeného profilu ozubeného kola z_1

θ_{22} . . . úhel vnějšího bodu zubového profilu ozubeného kola z_2 (hnaného kola)

Rozdíl ($\theta_{11} - \theta_{10}$) je vypočítán podle tabulek v práci F. Ketova a I. Kolčina /8/.

Má-li

$$\gamma = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{z_1}{z_2}\right) \frac{(\operatorname{tg} \alpha - \theta_{10})^2 + (\theta_{11} - \operatorname{tg} \alpha)^2}{\theta_{11} - \theta_{10}}$$

pak je

$$\eta = 1 - \gamma f = 1 - u$$

kde

$$u = \gamma f$$

hodnota ztráty ozubeného převodu.

Vyjádříme-li veličinu u pomocí kroutícího momentu M_1 a hodnoty ztráty na zubech m_z pak je:

$$u = \frac{m_z}{M_1}$$

odtud vypočítáme koeficient tření na zubech dle výrazu:

$$f = \frac{u}{\gamma}$$

Koeficient tření na zubech ozubeného kola není ustálený, pro-

tože ještě závisí na množství faktorů, které ještě přesně neznáme. Při pracovním procesu se koeficient tření na zubech ozubených kol mění a je nespojitý. Koeficient tření na zubech je maximální na začátku pracovního procesu /9/.

2.4 Faktory ovlivňující koeficient tření na zubech ozubených kol

Koeficient tření na zubech závisí na typu mazacího oleje a jeho viskozitě. Tato závislost se znázorňuje přibližně přímkou /9/.

$$f_x = f_i + 0,026 (\log \eta_1 - \log \eta_x)$$

kde f_x, f_i . . . tření na dvou libovolných bodech této přímky

η_1, η_x . . . příslušná hodnota viskozity mazacího oleje v °E.

Má-li f_i, η_1 , můžeme vypočítat koeficient tření na zubech v okamžiku x. V praxi počítáme jednodušeji, označíme-li koeficient tření f_i mezi zuby při mazání olejem s viskozitou 1 °E. Odtud máme výraz

$$f_x = f_i - 0,026 \log \eta_x \quad (2.38)$$

Hodnota f_i se zjistí přibližným výrazem:

$$f_i = f_0 + 0,026 \log \eta_0 \quad (2.39)$$

kde: f_0, η_0 . . . koeficient tření a viskozita mazacího oleje z experimentu.

Závislost koeficientu tření a mazacího oleje znázorňuje na obr. 2.12. Koeficient tření na zubech závisí na počtu

pracovních cyklů ozubených kol (viz obr. 2.11).

Výrazy (2.38) a (2.39) ještě nezahrnují vliv počtu otáček na koeficient tření. Na obr. 2.13, vidíme, že zmenšuje-li se počet otáček, pak se zvyšuje koeficient tření na zubech. Mnohé výsledky sovětských vědců na experimentálním stroji Amslera ukázaly podobnost mezi výzkumem koeficientu tření na válci a na zubech. Z předchozích výsledků vyplynulo, že hodnota zatěžování, hodnota skluzové a valivé rychlosti jsou faktory ovlivňující záběrový proces zubů ozubených kol.

Změna zatěžování ovlivňuje koeficient tření na zubech ozubených kol málo, viz obr. 2.14.

Vliv skluzové rychlosti na koeficient tření na zubech ozubených kol je znázorněn na obr. 2.15. Je vidět, že když skluzová rychlost je větší než hodnota 0,2 m/s, pak již skluzová rychlost koeficient tření neovlivňuje. Většinou má příslušná valivá rychlost hodnotu $1 \div 8$ m/s. Zmenšuje-li se skluzová rychlost pod 0,2 m/s, pak koeficient tření dosahuje maximální hodnoty v rozmezí skluzové rychlosti 0,08 $\div$ 0,1 m/s.

Valivá rychlost také ovlivňuje koeficient tření podle experimentu S. I. Jaukeviče. Podle experimentu S. I. Jaukeviče se koeficient tření na válci zmenšuje při zvětšení součtu valivých rychlostí. Při převodech ozubenými koly, je součet valivých rychlostí na konci záběrové čáry větší než na začátku záběrové čáry. Proto koeficient tření na zubech na konci záběrové čáry je menší než na začátku záběrové čáry. Koeficient tření na zubech v záběrovém středu dosahuje maximální hodnoty. Podle autora je tato hodnota asi o 15 % vyšší při porovnání s průměrnými hodnotami vypočtenými dle předchozích

výrazů, viz obr. 2.16.

Podle výzkumných výsledků C.I. Jackeviča, A.I. Petrusoviča, I.E. Belkera, L.I. Kukanava a dalších autorů, pro třecí pár ocel-ocel s existencemi valivé a skluzové rychlosti, mazaný různými minerálními oleji a různými mazacími systémy a s různými pracovními podmínkami atd., má koeficient tření hodnotu, která je v intervalu 0,05 - 0,1 a většinou je normálně 0,05 až 0,08. Podle experimentálních výsledků Merritu, je hodnota koeficientu tření na zubech ocelových ozubených kol v intervalu 0,06 - 0,08. Kuchach dělal pokusy na zubech ozubených kol ocelových s otáčkami $n = 1500$ ot/min, obvodovou rychlostí $v = 6,3$ m/s a zjistil hodnotu koeficientu tření v intervalu 0,03 - 0,04.

2.4.1 Kontaktní teplota v oblasti kontaktní plochy zubů ozubených kol

Určení teploty na kontaktních plochách je nesnadné. Zvláště obtížné je určení teploty na kontaktních plochách zubů ozubených kol. Obvykle zjišťujeme kontaktní teploty přibližně z experimentů.

Výpočet teploty na kontaktních plochách převodů je důležitý problém, protože třením vzniká teplo na kontaktních plochách a zahřívá je. Teplota v těchto případech může dosahovat až stovek stupňů. Vysoká teplota na kontaktních plochách způsobuje změnu struktury kovů a mazacího oleje kontaktní plochy.

Pracovní podmínky beků zubů ozubených kol jsou jiné. Každá část beků zubů vstupuje do záběru pouze na krátký čas. Kromě záběrových časů se zuby ozubených kol ochlazují a jsou mazány oleji. Právě proto zuby ozubených kol mohou pracovat dobře i v těžkých podmínkách: velký tlak, velké tření a vysoká rychlost aj.

Teplota na kontaktní ploše ozubených kol byla studována teoreticky i experimentálně anglickým badatelem H. Blockem.

$$t_{\max} = 0,85 \frac{f \cdot P_j \cdot (v_1 - v_2)}{[B_1 \sqrt{v_1} + B_2 \sqrt{v_2}] \cdot \sqrt{b}}$$

kde f ... koeficient skluzového tření

P_j ... měrné zatížení na jednotce délky kontaktní plochy
[kp/cm]

v_1, v_2 ... obvodová rychlost kola 1, 2 v [cm/s]

b ... polovina šířky kontaktní plochy v [cm]

$$B_1 = \sqrt{\lambda_1 \cdot \gamma_1 \cdot c_1}$$

$$B_2 = \sqrt{\lambda_2 \cdot \gamma_2 \cdot c_2}$$

λ ... tepelná vodivost v [kpcm/cm s °C]

γ ... měrná váha v [kp/cm³]

c ... tepelná kapacita v [kpcm/kp°C]

Jsou-li tělesa ze stejného materiálu, pak $B_1 = B_2 = B$

$$B = \sqrt{\lambda \cdot \gamma \cdot c}$$

Pro ocel ozubených kol můžeme uvažovat tyto hodnoty

$$\gamma = 0,00786 \text{ kp/cm}^3$$

$$c = 0,13 \text{ kal/g}^\circ\text{C} = 5550 \text{ kpcm/kp}^\circ\text{C}$$

$$\lambda = 5 \text{ kpcm/cm S}^\circ\text{C}$$

$$B = \sqrt{\lambda \cdot \gamma \cdot c} = 14,8$$

Dosazením dostaneme výraz:

$$t_{\max} = 0,056 \frac{f \cdot P_j \cdot (v_1 - v_2)}{(\sqrt{v_1} + \sqrt{v_2}) \cdot \sqrt{b}}$$

Vypočítáme přibližně veličinu b z výrazu:

$$b = \frac{2 P_j}{\gamma \cdot P} = \frac{2 P_0}{\gamma \cdot P \cdot L \cdot \cos \alpha \cdot \cos \beta}$$

[cm]

kde P_0 ... obvodová síla

P ... zatížení na zubech ozubených kol vypočítané podle Hertze v $[\text{kp}/\text{cm}^2]$

L ... minimální délka kontaktní čáry v $[\text{cm}]$

α ... úhel záběru ozubených kol v $[\circ]$

β ... sklon úhlu zubů ozubených kol v $[\circ]$

V oblasti záběrového pásu dosahuje kontaktní teplota maximálních hodnot, protože je zde v záběru jen jeden pár zubů a koeficient tření se zvyšuje. Proto také je zde kontaktní únavová pevnost minimální.

2.5. Zatížení a síly na zubech ozubených kol

2.5.1 Velikost normální síly

Normální síla působící na zub se během záběru mění vlivem tření mezi zuby. V libovolném bodě záběrové čáry můžeme vypočítat normální sílu z rovnováhy momentů.

$$M_1 = P_0 \cdot r_1 = P_{n1} [r_1 \cos \alpha - f \cdot (r_1 \sin \alpha - \xi)]$$

nebo

$$M_1 = P_0 \cdot r_1 = P_{n2} [r_1 \cos \alpha + f \cdot (r_1 \sin \alpha + \xi)]$$

kde P_0 ... obvodová síla působící na rameni r_1 (nebo r_2)

P_{n1} ... normální síla na zub před střední poloze

P_{n2} ... normální síla na zub po střední poloze

f ... koeficient tření

ξ ... vzdálenost dotyku od roztečné kružnice

Normální síla P_n se mění během záběru tak, že před střední poloze je vlivem tření větší než po střední poloze, ve které

nastává okamžik relativního klidu a změna smyslu tření.

Těsně před a po střední poloze, kdy $\dot{\varphi} = 0$ platí

$$P_{n1} = \frac{P_0}{\cos \alpha - f \sin \alpha}$$

$$P_{n2} = \frac{P_0}{\cos \alpha + f \sin \alpha}$$

Koeficient tření na zubu je obvykle v rozmezí uvedeném v následující tabulce (2.1).

Materiál	Koeficient tření	
	pro valení f_v	pro valení se skluzem f_s
ocel HB = 181	0,02	0,06
ocel cement. a kalená	0,02	0,07
litina	0,02	0,037

Tab. 2.1

U kol s přímými zuby počítáme, že je síla rozdělena podél délky zubu rovnoměrně a ve střední části záběru je přenášena jen jedním zubem. Na začátku a konci záběru se přenáší síla dvěma zuby (při koeficientu trvání záběru větším než 1 a menším než 2).

U šikmých zubů je síla rozdělena po délce zubů, která je závislá na koeficientu trvání záběru ε a úhlu sklonu zubů β . Dotyk se děje v bodech nestejně vzdálených od paty zubů a zatížení zubů je tedy po délce zubu různé. Poloměry křivosti boků budou rovněž různé pro různé polohy dotyku po délce zubu. Specifický tlak, šířka dotykové plochy, stlačení, tloušťka olejové vrstvy, se tedy mění.

2.5.2 Délka zubů v záběru

Pro pevnostní výpočet ozubených kol je třeba znát minimální celkovou délku zubů, která je v záběru, tj. minimální délku zubu, která přenáší obvodovou sílu. Pomocí této délky pak můžeme určit sílu, kterou ozubení přenese.

2.5.2.1 Přímé zuby

U přímých zubů je definován součinitel trvání záběru

$$\varepsilon = \frac{t_1}{t_2}$$

kde: t_1 ... čas, po který je jeden spoluzabírající pár zubů v záběru

t_2 ... čas, který uplyne od okamžiku, kdy vstoupí spoluzabírající pár zubů do záběru až do okamžiku, kdy vstoupí do záběru následující pár zubů. Dráhy úměrné časům t_1 , t_2 , které uběhne záběrový bod po záběrové přímce jsou znázorněny na obr. 2.17.

Času t_1 odpovídá BD. Z obr. 2.17 plyne:

$$\overline{BD} = \overline{AD} + \overline{BE} - \overline{AC} - \overline{CE}$$

Po dosazení:

$$\overline{BD} = \sqrt{r_{h1}^2 - r_{z1}^2} + \sqrt{r_{h2}^2 - r_{z2}^2} - \alpha \cdot \sin \alpha$$

Času t_2 odpovídá nejkratší vzdálenost dvou stejolehlých beků zubů, tj. základní rozteč t_z :

$$t_z = \frac{\pi \cdot d_z}{z}$$

kde

$$d_z = d \cdot \cos \alpha$$

$$t_2 = \frac{r \cdot d_1 \cdot \cos \alpha}{z} = t_c' \cdot \cos \alpha$$

Pro korigované zuby je $a = a_v$ a $\alpha = \alpha_v$

2.5.2.2 Šikmé zuby

Záběrové pole šikmých zubů má tvar obdélníka se stranami b a $\varepsilon \cdot t_c$, kde b je šířka ozubeného kola. (viz obr. 2.18).

Toto pole můžeme rozdělit na dvě části:

Část I s délkou l_k ... je to obdélník se stranami $\varepsilon \cdot t_c$, b_k

Část II s délkou l_p ... je to obdélník se stranami $\varepsilon \cdot t_c$, l_p .

Toto rozdělení provádíme proto, že v části I je činná délka zubů l_k během otáčení konstantní, zatím co v části II délka l_p je proměnlivá. Z obr. 2.18 plyne:

$$b = b_k + b_p$$

$$b_k = k \cdot t_c \frac{1}{\tan \beta}$$

kde k volíme podle toho, kolik celých úhlopříček o délce $\frac{t_c}{\sin \beta}$ se v šířce kola vyskytuje (v našem případě $k = 1$).

Je tedy $b_p < \frac{t_c}{\tan \beta}$.

Celková délka zubů v záběru:

$$l = l_k + l_p$$

Do vztahu pro l dosazujeme za l_p minimální hodnotu l_{pmin} , která je pro nevznstání výpočet nejnepříznivější.

$$l_k = \frac{\varepsilon \cdot t_c \cdot k}{\sin \beta}$$

$$l_{pmin} = m \cdot \left[\frac{b_p}{\cos \beta} + \left[\frac{b_p}{\cos \beta} - (n - \varepsilon) \frac{t_c}{\sin \beta} \right] \right]$$

Vztah pro l_{pmin} výše uvedený platí za předpokladu, že

$$\left[\frac{b_p}{\cos \beta} - (n - \varepsilon) \frac{t_c}{\sin \beta} \right] > 0$$

jinak platí $l_{pmin} = m \frac{b_p}{\cos \beta}$

kde čísla m, n jsou nejbližší nižší a nejbližší vyšší celé číslo než ε .

$$n > \varepsilon > m$$

2.5.3 Rezložení zatěžování na kontaktní čáře

Ve výrazech pro zjištění základních rozměrů ozubených kol používáme smluvené jednotkové zatížení rovnoměrně rezložené podél kontaktní čáry a označujeme ho q . V provozu je ovšem zatěžování na různých částech kontaktní čáry jiné. A proto je třeba v praxi výpočtové zatěžování q_v větší než smluvené jednotkové zatěžování q .

$$q_v > q.$$

Hodnota výpočtového zatěžování závisí na poloze kontaktní čáry na boku zubů, na tuhosti zubů, hřídelů a ložisek a na přesnosti výreby. Výpočtové zatěžování q_v je obvykle menší než maximální možné zatěžování při provozu, které závisí na deformacích hřídelů a ložisek a na přesnosti výreby.

Pro snadnější výpočet označujeme výrazem:

$$q_{max} = q \cdot \theta \quad (2.40)$$

θ ... základní koeficient koncentrace zatěžování, jeho hodnota je vypočítána přibližně:

$$\theta = 1 + \frac{0,3 \cdot b_p \cdot \operatorname{tg} \gamma}{\delta} + 0,1 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^2 \quad (2.41)$$

kde b_p ... šířka pastorku

γ ... úhel sklonu ohybové čáry hřídle

δ ... tuhost zabírajícího zubového páru

d_p ... průměr pastorku.

Praktické zkušenosti při používání výrazu (2.41) ukázaly, že v některých případech je vhodné násebit druhý člen pravé strany navíc veličinou α , která vyjadřuje vliv deformace hřidelů a směru kroutícího momentu.

Zákon rozložení zatížení podél kontaktní čáry zubů je výsledkem řešení soustavy lineárních rovnic, z nichž každá je součtem proměnných bodů na diferenciálu kontaktní čáry /10/.

Experimentálně se podařilo zjistit křivky rozložení zatížení podél kontaktní čáry při deformaci hřídle. Rezber těchto křivek ukázal, že záběrové tvary a fáze styku zubů ozubených kol ovlivňují hodnotu základního koncentračního zatížení. Křivky rozložení zatížení podél kontaktní čáry se mění a závisejí na vzdálenosti kola od podpory, tj. na umístění kola na ohybové čáře hřídle. Čelaf přímé ozubené kole - pasterek, který je neblíž středu ohybové čáry, má jednu ohlast, ve které se zvyšuje zatížení ve vzdálenosti asi $2 m_n$ (m_n ... normální modul) od čela kola, u středu kontaktní čáry se zatížení zmenšuje a rychle klesá v oblasti druhého čela. V okamžiku vstupu a výstupu ze záběru je koncentrace zatížení menší než ve středu záběru. Zde je totiž součet tuhostí dvou zubů menší. Vzdaluje-li se pasterek od středu hřídle, koncentrace zatížení se zvyšuje.

A když se pasterek přiblíží opoře, pak se koncentrace zatížení postupně zmenšuje, je-li hřídel v opoře vetknut.

Při záběru šikmého ozubeného kola čelního se na kenci kontaktních čar zvyšuje zatížení. Někdy dochází ke zvyšování zatížení také v oblasti pólu záběru. Když se úhel sklonu zubů β_δ zvyšuje, zvětší se délka záběrové čáry a oblast poklesu zatížení na kontaktní čáře se prodlouží. Při styku čelních převrhů zubů se zatížení zvyšuje (platí až do 3 m_m při $\beta_\delta = 15^\circ$).

Při záběru ozubeného kola s šípevými zuby se zatížení rozloží mezi dvěma šípevými zuby a délka kontaktní čáry se zmenší a právě proto je koncentrace zatížení menší než při záběru šikmého ozubeného kola. Oblast zvýšení zatížení u čela se rozšiřuje až na délku 5 m_m při úhlu $\beta_\delta = 30^\circ$ a větším.

Při výpočtech počítáme s pevností ozubeného kola, např. na ohyb, kontaktní únavu, zadíráání, opotřebení, atd., avšak hodnota výpočtového zatížení je jiná. Z výrazu (2.40) máme:

$$\theta = \frac{q_{\max}}{q} = \frac{q + q_H}{q} = 1 + \frac{q_H}{q} = 1 + \theta_q \quad (2.42)$$

kde q_H ... růst zatížení na diferenciálu kontaktní čáry.

Pro výpočet ohybu můžeme výraz (2.42) psát:

$$\theta_\sigma = 1 + \frac{\tilde{\sigma}_H}{\tilde{\sigma}_{\max}} = 1 + \theta'_\sigma \quad (2.43)$$

kde $\tilde{\sigma}_H$... růst maximálního napětí při nerovnoměrném rozložení zatížení v porovnání s maximálním napětím při rovnoměrném rozložení zatížení.

Výpočtové zatížení včetně doplňkového zatížení ozubeného převodu je vyjádřeno výrazem:

$$q_v = q (1 + \theta_{q\sigma} \cdot k_j) \quad (2.44)$$

kde k_j koeficient deplákového zatížení.

Tento koeficient závisí na režimu zatížení, materiálu ozubného kola a mazání.

Z rozberů křivky základního rozložení zatížení, můžeme psát koeficient koncentrace zatížení v oblasti pólu záběru tvarem:

$$\theta = 1 + (k_k \cdot \frac{1}{k} + k_u + k_b + k_m + k_\Delta) k_j \cdot k_e \quad (2.45)$$

kde k_k ... koeficient vlivu kroucení zubů ozubených kol

k_u ... koeficient vlivu ohybu hřídele a zubů ozubených kol

k_b ... koeficient vlivu ohybu sílou, nezávisící na převodu

k_m ... koeficient vlivu deformace ložiska

k_Δ ... koeficient vlivu přesnosti výroby

k_j ... koeficient vlivu úhlu záběru

k_e ... koeficient vlivu materiálu ozubených kol

Pro výpočet koeficientu k_k máme další závislosti a sice podle polohy přívodu kroučícího momentu. Pro čelo bližší ke vstupu kroučícího momentu:

$$k_k = 0,16 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^2 a_k \quad (2.46)$$

a pro čelo opačné:

$$k_k = -0,08 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^2 a_k \quad (2.47)$$

kde a_k ... koeficient závisící na způsobu zavedení kroučícího momentu z hřídele do pastorku a na tvaru zubů; jeho hodnoty se mění takto:

Pro hřídel čelního přímého a šikmého pasterku a pro smysl otáčení pouze jedním směrem, je $a_k = 1$.

Pro pasterek, který je uložen na hřídeli s přesahem je $a_k = 0,8$.

Pro pasterek, který je uložen na hřídeli s vůlí je $a_k = 0,7$.

Pro ozubené kole s šípevými zuby a pro otáčení jedním směrem je na straně přívedu kreutického momentu $a_k = 0,5$ a na straně opačné $a_k = 0,25$.

Koeficient k_u je zajišťován pomocí následujících závislostí. Pro hřídel s dvěma opěrami a pasterkem uprostřed:

$$k_u = 0,016 \cdot \left(\frac{k_p}{d_p}\right)^4 \cdot \left(1,5 \frac{l}{b_p} - 0,5\right) \cdot \left[1 \pm \left(\frac{d_p}{b_p}\right)^2 \cdot 5,3 \cdot \sin 2\pi \frac{a}{l}\right] \quad (2.48)$$

Pro pasterek uložený letmo

$$k_u = \pm 0,15 \cdot \left(\frac{b_p}{d_p}\right)^4 \cdot \left(0,9 \frac{l}{b_p} + 1\right) \cdot 2 \frac{a}{b_p} \quad (2.49)$$

kde l ... délka hřídele

a ... vzdálenost mezi středem pasterku a operou na straně přívedu kreutického momentu

Ve výrazech (2.48) a (2.49) platí znaménko:

(+) pro stranu přívedu kreutického momentu

(-) pro stranu opačnou.

Podle výrazu (2.45) lze vypočítat také vliv deformace zubů ozubených kol hnaných, ale koeficienty k_k a k_u musíme nahradit koeficienty

$$k'_k = k_k \cdot \partial k_k \quad \text{a} \quad k'_u = k_u \cdot \partial k_u$$

Hodnota koeficientů ∂k_k a ∂k_u je následující:

V případě otáčení v jednom smyslu:

$$\partial k_k = \frac{i^2 + 1}{i^2}$$

kde i ... převodový poměr

V případě otáčení v obou smyslech počítáme $\mathcal{K}_k$ dvěma způsoby:

a) pro k_k vypočítané z výrazu (2.46) je

$$\mathcal{K}_k = \frac{i^2 - 0,5}{i^2}$$

b) pro k_k vypočítané z výrazu (2.47) je

$$\mathcal{K}_k = \frac{i^2 - 2}{i^2} .$$

Koeficient $\mathcal{K}_u$ počítáme pro všechny případy z výrazu:

$$\mathcal{K}_u = \frac{i^4 + 1}{i^4} .$$

Koeficient k_j /se zjišťuje:

Pro přímá ezubená kola čelní $k_j = 1.$

Pro šikmá ezubená kola čelní $k_j = 1 + 0,75 \left(\frac{b}{d} \right)^{-1,35}$

(2.50)

Pro ezubená kola s šípevými zuby $k_j = 0,76.$

Koeficient k_e závisí na modulu pružnosti ekvivalentního materiálu soukolí E_0 a zjistí se takto:

$$k_e = (1000 - 0,35 \sqrt{E_0}) \cdot E_0 \cdot 10^{-9} \quad (2.51)$$

Pro čelní kola s přímými zuby s třídou přesnosti 7 nebo vyšší z ocele, umístěná ve střední poloze mezi dvěma osami, vypočítáme θ podle následujících výrazů:

Na straně vstupu krouťícího momentu:

$$\theta = 1 + 0,16 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^3 \mathcal{K}_k + 0,16 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^4 \cdot \left(1,5 \frac{i}{b_p} - 0,5 \right).$$

$$\cdot \left[1 + 5,3 \left(\frac{d_p}{b_p} \right)^2 \cdot \sin 2\alpha \frac{a}{i} \right] \mathcal{K}_u$$

(2.52)

Na straně opačné:

$$\theta = 1 - 0,08 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^2 x_k + 0,016 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^4 \cdot \left(1,5 \frac{l}{b_p} - 0,5 \right) \cdot \left[1 - 5,3 \left(\frac{d_p}{b_p} \right)^2 \cdot \sin 2\pi \frac{\alpha}{l} \right] x_u \quad (2.53)$$

Tyto výrazy jsou přesnější než výraz uvedený v (2.41) a uvažujeme je jen tehdy, je-li jejich hodnota vyšší než hodnota vypočtená z (2.41). Pro praktické použití jsou zpracovány tabulky, jež uvádějí hodnoty vyšší než vycházejí počtově, neboť pestují větší množství vlivů.

V případech, kdy je koeficient $\theta > 3$ a $\theta < 0$ musíme změnit charakteristické poměry $\frac{b_p}{d_p}$, $\frac{b}{l}$ a $\frac{a}{l}$.

Je vidět, že výraz (2.46) platí pro výpočet kontaktní únavové pevnosti pittingu. Počítáme-li pevnost na ohyb a zadírání, hodnota koeficientu θ je jiná. Pro stanovení dalších faktorů používáme hodnot koeficientu z tabulky (2.2). Hodnoty θ v tabulce byly vypočítány z výrazů (2.41) a (2.45), kam byly pro každý případ dosazeny nejvhodnější hodnoty.

Při praktickém výpočtu zatížení na zubech kel musíme dát pozor na dva důležité faktory, a to na koncentrační zatížení a dynamické zatížení. Tyto dva faktory mají velký vliv na kontaktní i ohybovou pevnost zubů ozubených kel. Skutečné zatížení P ozubených kel tudíž obsahuje tři složky:

- 1) Jmenovité zatížení, tj. zatížení zjištěné za předpokladu rovnoměrného rozložení zatížení podél délky zubů P_n .
- 2) Koncentrační zatížení. Koeficient koncentrace zatížení označujeme k_k .
- 3) Dynamické zatížení. Koeficient dyn. zatížení označujeme k_d .

Prete lze psát:

$$P = P_n \cdot k_k \cdot k_j = P_n \cdot k$$

kde k ... koeficient zatížení

Koeficient koncentrace zatížení vypočítáme z následujícího výrazu:

$$k_k = (1 - x) + x$$

kde x ... poměr průměrné a maximální hodnoty krouticího momentu

$$x = \frac{\sum M_i \cdot t_i \cdot n_i}{M_{\max} \sum t_i \cdot n_i}$$

M_i ... krouticí moment

t_i ... pracovní čas v [h]

n_i ... příslušný počet otáček při i -tém režimu v [ot/s]

$M_{\max}$... maximální krouticí moment

Když je průběh zatížení bez rázů, pak $x = 1$ a $k_k = 1$.

Potom máme:

$$\theta = 1 + \frac{0,3 \cdot t_g \cdot \gamma \cdot b_p}{\delta} + 0,1 \left(\frac{b_p}{d_p} \right)^2$$

Tuhost zubového páru při záběru je:

$$\delta = \frac{q_n}{c}$$

kde q_n ... maximální normální zatížení šířky pracovního zubu
v [kp/cm]

c ... měrná tuhost zubů v [kp/cm²]

Podobně jako v předchozím případě tuhost zubů nezávisí na mo-

dulu a počítá se pro oblast pólu záběru:

Pro ocelová ozubená kola s přímými zuby	$c = 180\ 000\ \text{kp/cm}^2$
Pro ocelová ozubená kola se šikmými zuby při $\beta < 20^\circ$	$c = 280\ 000\ \text{"}$
Pro ocelová ozubená kola se šikmými zuby a šípovými zuby při $\beta > 20^\circ$	$c = 225\ 000\ \text{"}$
Pro přímá kola ozubená (ocel-litina)	$c = 110\ 000\ \text{"}$
Pro litinová přímá ozub. kola	$c = 75\ 000\ \text{"}$

Průměrná hodnota úhlu sklonu hřídelů:

$\text{tg } \gamma = \frac{1}{500}$ při umístění kola blízko opory, velká vzdálenost
mezi oporami, malá tuhost hřídele

$\text{tg } \gamma = \frac{1}{1000}$ kolo blízko opory, velká vzdálenost opor, ale tuhý
hřídel (ohybové napětí $\sigma_0 \leq 500\ \text{kp/cm}^2$)

$\text{tg } \gamma = \frac{1}{2000}$ kolo uprostřed opor

Dynamické zatížení vzniká nazubech ozubených kol v případech nepřesné výroby a montáže ozubeného kola na hřídel, při deformaci zubů, hřídelů i opor, při změně okamžitého převodového poměru, atd. Dynamické zatížení zapříčiňuje v převodu hluk a chvění, porušuje tenkou vrstvu mazacího oleje, zvyšuje se koeficient tření na boku zubů a dochází k rychlému porušení boku zubů ozubených kol.

Koeficient dynamického zatížení k_f se vypočítá empirickým výrazem závislým na obvodové rychlosti v [m/s]:

$$k_f = \frac{c_v + v}{c_v}$$

kde c_v ... koeficient, který se pohybuje v intervalu 6 až 12.

Hodnota koeficientu c_v závisí na přesnosti výroby a pevnosti materiálu ozubeného kola. Předpokladem bezrázového vstupu a výstu-

pu ze záběru jsou co možná nejpřesnější základní rozteče obou kol. Jestliže je rozteč základní kružnice hnaného kola větší než rozteč základní kružnice kola hnacího, dojde k rázům při vstupu do záběru. Jestliže rozteč základní kružnice hnaného kola je menší než rozteč základní kružnice kola hnacího, dojde k rázům při výstupu ze záběru.

Dynamické zatížení je vypočítáno z následujícího výrazu:

$$F_j = F_n \cdot u \cdot b = F_n \cdot k_j$$

kde u dynamické zatížení na jednotkové šířce ozub. kola
Hodnota veličiny u se zjišťuje přibližně výrazem:

$$u = 0,8 \cdot v \cdot \sqrt{\frac{A \cdot (\Delta_0 - v^2)}{i}} \quad [kp/cm]$$

kde v ... obvodová rychlost ozubeného kola v [m/s]

A ... osová vzdálenost v [cm]

i ... převodový poměr

$\Delta_0 = \sqrt{\Delta t_{01}^2 + \Delta t_{02}^2}$... maximální možný rozdíl mezi
max. základní roztečí pastorku a minim. základní
roztečí hnaného kola, [μm]

r^n ... vyrovnávání chyb při záběru mazacím olejem

Když $\Delta_0 > 10 \mu m$, pak je $r^n = 5 \mu m$

$\Delta_0 < 10 \mu m$, pak je $r^n = 0,5 \Delta_0 \mu m$

Za mezní hodnotu dynamického zatížení je považována síla, která způsobí takovou deformaci zubového páru, že je rovná výpočtové hodnotě chyby základní roztoče.

$$u_{max} = c \cdot (\Delta_0 - r^n) = 16,5 \cdot (\Delta_0 - r^n)$$

Takové dynamické zatížení by bylo na ozubených kolech, která by se otáčela s nekonečně velkou rychlostí nebo by měla nekonečně

velkou hmotu. Jak je vidět, dynamické zatížení se zvyšuje přímo úměrně s obvodovými rychlostmi a hmotou a zmenšuje s růstem přesností výroby ozubeného kola. /11/

Při záběru šikmého ozubeného kola a šípového ozubeného kola je dynamické zatížení menší než při záběru přímého ozubeného kola. Hodnoty koeficientu dynamického zatížení z tab. 2.3 můžeme používat pro běžný technický výpočet ozubených kol.

2.6. Typy poškození zubů ozubených kol

Ozubené soukolí lze označit za porouchané, není-li schopno nadále přenášet rotační pohyb s dostatečně konstantním převodovým poměrem. Za výstižnější - i když méně přesnou - lze považovat tuto definici poruchy: ozubení je porouchané, jestliže zuby dosáhly takového stavu, že osoba odpovědná za správný chod soukolí dospívá k názoru, že toto soukolí pravděpodobně nevydrží v provozu v uspokojivém stavu do doby dané požadovanou životností. Za zcela zřejmou poruchu soukolí je nutno považovat stav, při kterém vlivem lomu nebo deformací jednoho členu nedochází k přenosu rotačního pohybu na člen druhý. Tento druh poruchy se vyskytuje jen zřídka.

Každou viditelnou nebo slyšitelnou odchylku od původního stavu soukolí můžeme pokládat za poruchu, popř. počínající poruchu, a v tomto smyslu může být způsobena:

- a) vadným materiálem ozub. kol,
- b) nesprávnou výrobou ozubených kol,
- c) nevhodným mazivem,
- d) cizím tělesem v mazivu,

e) nesprávnou montáží ozubených kol,

f) poddimensováním ozubených kol se zřetelem na přenášený výkon.

Ulomí-li se zub, znamená to, že vlivem zatížení došlo (alespoň místně) k překročení přípustného tahového napětí materiálu ozubeného kola, což může být způsobeno příčinami, uvedenými pod a), b), e) nebo f).

Nastane-li deformace boku zubů, pak vlivem zatížení došlo (alespoň místně) k překročení přípustného kontaktního napětí materiálu ozubeného kola, což může být způsobeno kteroukoli ze shora uvedených příčin. K zadírání, tj. k místnímu sváření materiálů obou členů, k jejich vytrhávání a přenášení ve směru relativního pohybu dochází tehdy, jsou-li kola mazána nevhodným mazivem, které nemůže vzdorovat kombinaci vlivů kluzné rychlosti a měrného tlaku nebo nedostatku maziva.

Tvorba pittingů může být takového rozsahu, že zasáhne téměř celou aktivní plochu zubu, takže pak dosud neporušené partie boku zubu jsou značně přetíženy a dochází k jejich odprýskání nebo ke značné plastické deformaci. Takto zdrsňené povrchy boků zubů se vzájemně odírají, čímž jsou zuby zeslabovány a mohou se ulomit.

Pitting je poškození povrchové vrstvy zubů ozubených kol.

Při opakovaném místním působení vysokých specifických tlaků vznikají na povrchu materiálu únavové jevy. V praxi vzniká kontaktní únava zpravidla při opakovaném odvalu nebo při odvalu s částečným skluzem. Při kontaktní únavě jsou první stadia rozvoje únavových jevů v podstatě stejná jako při únavě celku. Vznikají únavové poruchy, z nichž některé se stanou kritickými a mohou být zárodkem únavového lomu. Zárodek únavového lomu se šíří a vzniká únavová trhлина. Další stadium je typické pro

kontaktní únavu. Působením napětí v okolí trhlíčky se materiál vydroluje a vzniká důlek, který se popř. dále zvětšuje.

Kontaktní únava povrchu způsobuje tvoření důlků u velmi namáhaných ozubených kol. Rovněž způsobuje odloukání čel přesouvajících ozubených kol převodovek. Podle Hertzovy analýzy, rozložení napjatosti ve válcových tělesech, která jsou na sebe navzájem přitlačována, není maximum smykového napětí na povrchu, ale v určité hloubce pod povrchem.

Při kontaktní únavě povrchu se tvoří dva typy důlků. Malé důlky, které se zpravidla už dále nešíří a nebývají škodlivé. Hloubka těchto důlků je podstatně menší než hloubka, ve které jsou největší smyková napětí a obvykle neřešuje 0,05 až 0,1 mm. Podle Buckinghamů se mělké důlky tvoří z trhlinek vznikajících na povrchu. Hlavní úlohu při jejich tvoření má povrch jako oblast náchylná k rozvoji únavových jevů. V pozdějších stadiích dochází ke vzniku hlubokých důlků, které se dále šíří a vedou k rozrušení povrchu. Podle Buckinghamů se tyto hluboké důlky tvoří z trhlin vznikajících pod povrchem v oblasti největších smykových napětí.

V těsné blízkosti míst, v nichž dochází k plastické deformaci materiálu, jsou místa, v nichž existují vysoká napětí blízká mezi pružnosti materiálu. Při rotaci ozubeného kola působí na styčné plochy opakované zatížení, které má za následek rozšiřování podpovrchových trhlinek. Tyto trhlíčky obvykle leží v rovinách nejvyššího smykového napětí, které jsou k povrchu boku zubu skloněny pod úhlem 45° . -To usnadňuje pochopení vzniku pittingů na povrchu boků po dlouhodobém provozu ozub. kol. Uvážíme-li vliv současného působení měrného skluzu mezi oběma povrchy boků zubů, vliv pohybu stykové čáry a vliv hydrodynamického účinku maziva, pak lépe pochopíme proč pittingy obvykle

vznikají v značném počtu v oblasti pod valivou kružnicí, zatím co na ostatních částech boků zubů se prakticky nevyskytují. Za zvláštních okolností může ovšem docházet k tvorbě pittingů i nad valivou kružnicí. Můžeme si představit, že alespoň v oblastech velké kluzné rychlosti je část zatížení přenášena pomocí hydrodynamického tlaku a klínového účinku olejového filmu. Dnes převládá názor, že tento vliv není podstatný, zatím co rozbor naznačuje, že za přítomnosti olejového filmu mohou místní napětí nabýt vyšších hodnot než při styku zubů bez oleje. Lze předpokládat, že tlustý olejový film hustého oleje bude mít vliv na snížení dynamických zatížení zubů. Tento předpoklad byl několikanásobně prokázán pokusem. Jiné pokusy ukázaly, že dynamické zatížení zubů klesalo se zmenšováním viskozity oleje.

2.7. Výpočet kontaktní pevnosti ozubených kol

2.7.1 Základní výrazy podle Hertze a Beljajeva

Na základě výsledků Hertzova řešení dvou pružných válců stanovil Beljajev konkrétní postup při výpočtu kontaktního namáhání ozubených kol.

Dva pružné válce se stýkají v přímce. Zavedeme-li v bodu záběru souřadný systém XOY, pak vzdálenost dvou bodů je (viz obr. 2.7):

$$z = f(x) \cdot y^2$$

kde $f(x)$... polovina součtu maximálních křivostí stykových ploch v bodech styku na počátku stlačování.

Síly vyvolávající zatížení na válcích mají stejnou velikost a leží na plošce XOZ na kontaktní přímce. Přiblížení dvou

pružných válců vypočítáme: /

$$\omega_0 = A_0 (1 + A_1 x)$$

kde A_0 a $A_1 \dots$ konstanty

Polovina šířky stykové plochy je:

$$b(x) = \sqrt{C \cdot \frac{1 + A_1 x}{f(x)}}$$

$$\text{kde } c = \frac{\gamma \cdot P}{l}$$

$$\gamma = \frac{1 - \gamma_1^2}{\pi \cdot E_1} + \frac{1 - \gamma_2^2}{\pi \cdot E_2}$$

kde $A_1 \dots$ koeficient charakterizující změnu šířky stykové plochy podél souřadnice x

$P \dots$ zatížení

$l \dots$ polovina délky stykové plochy

$\gamma_1, \gamma_2 \dots$ Poissonova konstanta materiálu

$E_1, E_2 \dots$ moduly pružnosti materiálů

Odtud jednotkový tlak P' působící na stykové ploše je:

$$P' = \frac{P}{2l} (1 + A_1 x)$$

Rozložení tlaku podél stykové přímky na počátku stlačování

$P(x, 0)$ a tlak v libovolném bodě stykové plochy se vypočítají:

$$P(x, 0) = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)}$$

$$P(x, y) = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot \sqrt{1 - \left[\frac{y}{b(x)}\right]^2}$$

Napětí v libovolném bodě stykové plochy lze zjistit z následujících výrazů:

$$\sigma_x = - \frac{4 \cdot \gamma \cdot P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot e^{-\alpha} \sin \beta$$

$$\tilde{\sigma}_y = - \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot \left\{ e^{-\alpha} \sin \beta - \sin \beta \cdot \sinh \alpha \cdot \left[1 - \dots - \frac{\sinh 2\alpha}{\cosh 2\alpha - \cos 2\beta} \right] \right\}$$

$$\tilde{\sigma}_z = - \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot \left\{ e^{-\alpha} \sin \beta + \sin \beta \cdot \sinh \alpha \cdot \left[1 - \dots - \frac{\sinh 2\alpha}{\cosh 2\alpha - \cos 2\beta} \right] \right\}$$

$$\tilde{\tau}_{yz} = - \frac{2P}{\pi \cdot b(x)} \cdot \sinh \alpha \cdot \sin \beta \cdot \frac{\sin 2\beta}{\cosh 2\alpha - \cos 2\beta}$$

$$\tilde{\tau}_{xy} = \tilde{\tau}_{zx} = 0$$

Pro body na stykové plošce při $\alpha = 0$ a $\cos \beta = \frac{y}{b(x)}$

pak platí:

$$\tilde{\sigma}_x = - \frac{4 \cdot \gamma \cdot P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{y}{b(x)}\right)^2}$$

$$\tilde{\sigma}_y = \tilde{\sigma}_z = - \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{y}{b(x)}\right)^2}$$

$$\tilde{\tau}_{xy} = \tilde{\tau}_{yz} = \tilde{\tau}_{zx} = 0$$

Maximální napětí na stykové plošce dostaneme na ose OX při $y = 0$:

$$\tilde{\sigma}_x = - \frac{4 \cdot \gamma \cdot P'}{\pi \cdot b(x)}$$

$$\tilde{\sigma}_y = \tilde{\sigma}_z = - \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)}$$

$$\tilde{\tau}_{xy} = \tilde{\tau}_{yz} = \tilde{\tau}_{zx} = 0$$

Podle třetí teorie pevnosti Beljajev ukazoval, že maximální tangenciální napětí je v hloubce pod povrchem. Tato hloubka se vypočítá z následujícího výrazu:

$$z = 0,786 b(x);$$

hodnota největšího tangenciálního napětí v tomto bodě je:

$$\tau_{max} = 0,304 \cdot p(x, 0)$$

Rozložení namáhání na stykové plošce je znázorněno na obr.2.19 /12/.

U ozubeného převodu mazaného olejem, tloušťka olejové vrstvy ovlivňuje základní stav napětí materiálů. Proto je potřeba vypočítat tloušťku mazací olejové vrstvy mezi zuby:

$$h(x) = \frac{1,13}{[P/2l \cdot \eta]^{0,091}} \cdot \left\{ \frac{[\zeta u_1 \ln \alpha (v_1 + v_2)]^2}{2 \cdot f(x)} \right\}^{0,364}$$

kde v_1 a v_2 ... obvodová rychlost boků zubů.

ζ , ... viskozita oleje a při $(v_1 - v_2) \leq 10$ m/s za ní můžeme dosazovat viskozitu oleje při atmosferickém tlaku a teplotě, která je shodná s teplotou pohybujících se povrchů. Hodnotu veličiny a při $(v_1 - v_2) \leq 10$ m/s můžeme položit rovnou piezokoefficientu viskozity při stejných podmínkách. Při $(v_1 - v_2) \geq 10$ m/s se hodnota $\ln \alpha$ zmenšuje o 30% oproti hodnotě při $(v_1 - v_2) \leq 10$ m/s

Polovinu šířky stykové plochy v tomto případě lze vypočítat z výrazu:

$$b(x) = \frac{\sqrt{c' \left(1 + A_0 x + \frac{h(x) - h_{min}}{A_0} \right)}}{f(x)}$$

kde

$$c' = \eta \cdot D$$

$$D = \frac{P}{\left(1 - \frac{h_{min}}{A_0} \right) \cdot l + N}$$

$$N = \frac{1}{2 A_0} \cdot \int_{-l}^{+l} h(x) \cdot dx$$

$$A_0 = c \cdot \left[\ln l \sqrt{\frac{f(0)}{c}} + 1,8864 \right]$$

kde l ... polovina délky stykové přímky.

Odtud se vypočítají veličiny následující:

$$P' = \frac{D}{2} \cdot \left[1 + A_1 x + \frac{h(x) - h_{\min}}{A_0} \right]$$

$$P(x, 0) = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)}$$

$$P(x, y) = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{y}{b(x)} \right)^2}$$

Všechna základní napětí v oblasti namáhání lze vypočítat podle výrazů Beljajeva, ale musíme do nich dosadit veličiny P' a $b(x)$ platné pro výpočet s ohledem na mazání. Víme, že rozložení tlaků na stykové ploše ovlivňuje koeficient tření stykové plochy. Mnoho autorů vyřešilo tuto úlohu s předpoklady:

- třecí síla neovlivňuje zákonitost rozložení normálního namáhání a šířku stykové plochy
- tangenciální zátížení v každém bodě stykové plochy je přímo úměrné normálnímu tlaku:

$$-q(y) = f p(y)$$

kde f ... koeficient tření skluzového.

Jednotlivá napětí včetně koeficientu tření se vypočítají z následujících výrazů M.M. Saverina:

$$\tilde{\sigma}_x = \frac{4 \cdot \nu \cdot P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot e^{-\alpha} \left[f_1 \cos \beta - \sin \beta \right]$$

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_y = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot \left[f_1 \left(2e^{-\alpha} \cos \beta - \sin \beta \operatorname{sh} \alpha - \frac{\sin 2\beta}{\operatorname{ch} 2\alpha - \cos 2\beta} \right) + \right. \\ \left. - e^{-\alpha} \sin \beta + \sin \beta \cdot \operatorname{sh} \alpha \left(1 - \frac{\operatorname{sh} 2\alpha}{\operatorname{ch} 2\alpha - \cos 2\beta} \right) \right] \end{aligned}$$

$$\sigma_z = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \left[f_1 \cdot \operatorname{sh} \alpha \cdot \sin \beta \cdot \frac{\sin 2\beta}{\operatorname{ch} 2\alpha - \cos 2\beta} - e^{-\alpha} \sin \beta + \right. \\ \left. - \sin \beta \cdot \operatorname{sh} \alpha \left(1 - \frac{\operatorname{sh} 2\alpha}{\operatorname{ch} 2\alpha - \cos 2\beta} \right) \right]$$

$$\tau_{yz} = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \left\{ f_1 \left[e^{-\alpha} \sin \beta - \sin \beta \operatorname{sh} \alpha \left(1 - \frac{\operatorname{sh} 2\alpha}{\operatorname{ch} 2\alpha - \cos 2\beta} \right) \right] + \right. \\ \left. - \operatorname{sh} \alpha \cdot \sin \beta \cdot \frac{\sin 2\alpha}{\operatorname{ch} 2\alpha - \cos 2\beta} \right\}$$

$$\tau_{xy} = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot f_2 \cdot e^{-\alpha} \cos \beta$$

$$\tau_{zx} = \frac{2P'}{\pi \cdot b(x)} \cdot f_2 \cdot e^{-\alpha} \sin \beta$$

kde je $f_1 = f \cdot \sin \varphi$ a $f_2 = f \cdot \cos \varphi$

$$\operatorname{sh} \alpha = \frac{1}{b(x)} \cdot \frac{z}{\sin \beta}$$

$$\operatorname{ch} \alpha = \sqrt{1 + \operatorname{sh}^2 \alpha}$$

$$e^{-\alpha} = \operatorname{cosh} \alpha - \operatorname{sinh} \alpha$$

kde φ ... úhel, který je tvořen směrem tangenciálního napětí s počáteční stykovou přímkou ve stykové plošce.

Všechny horní výrazy jsou odvozeny v následujících křivkových elipsovitých souřadnicích

$$y = b \cdot \cosh \alpha \cdot \cos \beta$$

$$z = b \cdot \sinh \alpha \cdot \sin \beta$$

Maximální hodnoty ekvivalentního normálního napětí se ve statickém stavu (pro pružný a křehký materiál) nebo v dynamickém stavu (pro pružný materiál) vypočítají podle výrazů M.M. Saverina:

$$P_{(H)} = \frac{\frac{1}{2} \cdot R_H}{\sigma_{ek} / P_H}$$

kde f ... konstanta, která vyjadřuje vliv nehomogenního stavu namáhání v nebezpečné oblasti.

R_u ... přípustné napětí v tlaku

$\tilde{\sigma}_{ek}$... ekvivalentní napětí, které je největší ze tří níže uvedených hodnot.

Rozborem teorie ukázal M.M. Saverin, že existují tři oblasti stykové plošky, kde může být ekvivalentní napětí největší: a) v určité hloubce pod povrchem stykové plochy;

b) na obvodu stykové plochy;

c) na povrchu stykové plochy.

Označíme-li příslušná ekvivalentní napětí $\tilde{\sigma}_{ek.hl}$, $\tilde{\sigma}_{ek.p}$, $\tilde{\sigma}_{ek.k}$, pak můžeme psát:

$$\tilde{\sigma}_{ek.hl} = R_{(H)} \cdot 0,56 \cdot \sqrt[3]{k} \cdot (1 + 1,6 \cdot f^2)$$

$$\tilde{\sigma}_{ek.p} = 1,73 \cdot R_{(H)} \cdot \frac{f}{k} \cdot \sqrt{1 - (1-k) \cdot \cos 2\varphi}$$

$$\tilde{\sigma}_{ek.k} = R_{(H)} \cdot \sqrt{k} \cdot \left[\sqrt{0,16 + 3f^2} - 0,2 \cdot (1-k) \right]$$

kde je:

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_{ek} = & \frac{1-k}{2} \cdot [\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y + \tilde{\sigma}_z] + \\ & + \sqrt{\left(\frac{1-k}{2}\right)^2 (\tilde{\sigma}_x + \tilde{\sigma}_y + \tilde{\sigma}_z)^2 + \frac{k}{2} [(\tilde{\sigma}_x - \tilde{\sigma}_y)^2 + (\tilde{\sigma}_y - \tilde{\sigma}_z)^2 + (\tilde{\sigma}_z - \tilde{\sigma}_x)^2] +} \\ & + 6(\tilde{\tau}_{xy}^2 + \tilde{\tau}_{yz}^2 + \tilde{\tau}_{zx}^2)} \end{aligned}$$

$$\tilde{\sigma}_{ek} \leq \tilde{\sigma}_{ktl}$$

$$k = \frac{\tilde{\sigma}_{kkt}}{\tilde{\sigma}_{kkl}}$$

Když je tangenciální zatížení malé, pak vypočítáme a pro stanovení bezpečnosti uvažujeme $\tilde{\sigma}_{ek.hl}$. Když je tangenciální zatížení velké, pak pracujeme se $\tilde{\sigma}_{ek.p}$ pro pružný materiál a se $\tilde{\sigma}_{ek.k}$ pro křehký materiál, protože křehký materiál má pevnost v tahu nižší než pevnost v tlaku a na obvodu stykové plochy

je tahové namáhání.

Prakticky pro pružný materiál hodnotíme únavovou pevnost v provozu při nesouměrném cyklu s malým napětím podle následujícího výrazu:

$$\tilde{\sigma}_{ek}^* = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\tilde{\sigma}_x - \tilde{\sigma}_y)_v^2 + (\tilde{\sigma}_y - \tilde{\sigma}_z)_v^2 + (\tilde{\sigma}_z - \tilde{\sigma}_x)_v^2 + 6(\tilde{\tau}_{xy}^2 + \tilde{\tau}_{yz}^2 + \tilde{\tau}_{zx}^2)_v}$$

$$\tilde{\sigma}_{ek}^* \leq \tilde{\sigma}_{-1}$$

Obdobným rozbořem jako dříve bylo $\tilde{\sigma}_{ek}$ vypočítáno dosazením z místo α podle podmínky *Lame'* a nyní máme dva body v oblasti stykové plochy, kde může být $\tilde{\sigma}_{ek}^*$ největší:

- a) v určité hloubce pod povrchem stykové plochy
- b) na obvodu stykové plochy.

Maximální hodnota se vypočítá:

$$P_{(H)} = \frac{\xi \cdot \tilde{\sigma}_{-1}}{\tilde{\sigma}_{ek}^* / P_{(H)}}$$

kde $\tilde{\sigma}_{ek}^*$... ekvivalentní napětí, za něž dosazujeme větší ze dvou následujících výrazů:

$$\tilde{\sigma}_{ek.H}^* = (0,54 + 0,17f) \cdot P_{(H)}$$

$$\tilde{\sigma}_{ek.K}^* = [0,2 + 0,93 \cdot \sqrt{6f_1^2 + f_2^2} + 1,5(f_2^2 - f_1^2)] \cdot P_{(H)}$$

kde $\tilde{\sigma}_{-1}$... mez únavy ve střídavém souměrném tahu.

Index v ve výrazu pouze vyjadřuje, že amplituda namáhání má hodnotu "plus" nebo "minus".

$$\xi = \frac{(\tilde{\sigma}_{-1})_0}{\tilde{\sigma}_{-1}} \quad \text{a} \quad (\tilde{\sigma}_{-1})_0 \quad \dots \text{mez únavy v ohybu za rotačního materiálu.}$$

Když je tangenciální zatížení nízké, pak počítáme dále se $\tilde{\sigma}_{ek.H}^*$ a když je tangenciální zatížení velké, pak musíme použít $\tilde{\sigma}_{ek.K}^*$.

Všechny výše uvedené výrazy můžeme použít i pro jiné případy záběru boků zubů s kontaktními přímkami a také je můžeme použít pro výpočet Archimedova šnekového soukolí.

Veličina $f(x)$ vypočítá se takto:

Pro čelní přímá ozubená kola:

$$f(x) = a_0 = \text{const.}$$

$$\text{kde} \quad a_0 = \frac{1}{2r_{o1} \cdot \theta_{x1}} \left[1 + \frac{1}{\frac{1}{\theta_{x1}} \cdot (1 \pm i) \tan \alpha - 1} \right]$$

Pro čelní šikmá ozubená kola je:

$$f(x) = \frac{1}{a_1 x^2 + b_1 x + c_1}$$

Pro přímá kuželová ozubená kola je:

$$f(x) = \frac{1}{a_2 + b_2 x}$$

Do výše uvedených výrazů dosazujeme:

$$\theta_{x1} = \pm \frac{A \cdot \sin \alpha_c' - \sqrt{R_{e2}^2 - r_{o2}^2}}{r_{o1}}$$

kde A ... osová vzdálenost ozubeného kola

α_c' ... záběrový úhel čelní

$$a_1 = -2 \frac{\sin \beta_o \cdot \tan \beta_o}{a'}$$

$$b_1 = 2 \cdot \tan \beta_o \cdot \left(1 - 2 \frac{b'}{a'} \right)$$

$$c_1 = r_{o1} \cdot (1 \pm i) \cdot \tan \alpha_c'$$

$$b' = r_{o1} \cdot \theta_{x1} + l \cdot \sin \beta_o$$

$$c_1 = \frac{2}{\cos \beta_o} \cdot b' \cdot \left(1 + \frac{b'}{a'} \right)$$

$$a_2 = 2 \cdot r_{o1} \cdot \theta_{x1} \cdot \left(1 - \frac{l}{L} \right) \left[1 - \frac{\theta_{x1}}{(1 \pm i^2) \tan \alpha} \right]$$

$$b_2 = - \frac{a_2}{L - l}$$

Potom vypočítáme hodnoty Λ_1 a $h(x)$:

Pro čelní ozubená kola $\Lambda_1 = 0$;

Pro kuželová kola $\Lambda_1 = -\frac{1}{L}$;

Pro čelní přímá ozub. kola :

$$h(x) = k_1 = \frac{1,13}{\left[\frac{P}{2l} \cdot n^2\right]^{0,091}} \left[\frac{(\mu_1 \cdot \ln a \cdot a_4 \cdot \omega_1)^2}{2a_0} \right]^{0,364}$$

Pro čelní šikmá ozub. kola:

$$h(x) = k_2 \cdot \left[(a_1 x^2 + b_1 x + c_1)(a_4 + b_4 x)^2 \right]^{0,364}$$

$$k_2 = \frac{1,13}{\left(\frac{P}{2l} \cdot n^2\right)^{0,091}} \left[\frac{(\mu_1 \cdot \ln a \cdot \omega_1)^2}{2} \right]^{0,364}$$

Pro přímá kuželová ozubená kola:

$$k_3 = k_2$$

$$h(x) = k_3 \left[(a_2 + b_2 x)(a_4 + b_4 x)^2 \right]^{0,364}$$

$$b_4 = \sin \beta_0 \left(1 - \frac{1}{i} \right)$$

$$a_4 = \frac{r_{o1}}{i} \left[(1+i) \operatorname{tg} \alpha_{e'} + (i-1) \cdot \theta_{x1} \right] + b_3 \cdot l$$

2.7.2 Výpočet podle normy ČSN 01 4686

V ČSSR byl výpočet čelních a kuželových kol normalizován v ČSN 01 4686, řešení je založeno v podstatě na upravené metodě Merrittově.

Výpočet se provádí na ohyb a na otlačení. Při kontrole rozměrů ozubení se vychází ze vztáhu pro přípustnou sílu

$$P_0 = \pi \cdot c \cdot b \cdot m$$

při čemž srovnávací hodnota c není jen funkcí $\tilde{\sigma}_{\text{dov}}$, ale je závislá na základním dovoleném napětí $\tilde{\sigma}_D$, na činiteli rychlostním r a na tvarovém součiniteli y . Srovnávací hodnoty se vyšetřují

pro pastorek i pro kolo, takže vzniknou čtyři hodnoty, z nichž nejmenší je rozhodující pro určení přípustné síly.

Pro ohyb bude tedy platit:

$$P_D = \pi \cdot c_o \cdot b \cdot m$$

Pro pastorek je:

$$c_{o1} = \frac{\tilde{c}_{D_{o1}} \cdot r_{o1}}{y_{o1}}$$

Pro kolo je:

$$c_{o2} = \frac{\tilde{c}_{D_{o2}} \cdot r_{o2}}{y_{o2}}$$

Pro ptlačení platí vztahy:

$$P_{D_d} = \pi \cdot c_d \cdot b \cdot m$$

Pro pastorek je:

$$c_{d1} = \frac{\tilde{c}_{D_{d1}}}{u} \cdot r_{d1} \cdot \frac{1}{y_d}$$

Pro kolo je:

$$c_{d2} = \frac{\tilde{c}_{D_{d2}}}{u} \cdot r_{d2} \cdot \frac{1}{y_d}$$

Hodnoty $\tilde{c}_{D_o}$ a $\tilde{c}_{D_d}$ závisí na materiálu a jeho zpracování a jsou uvedeny v tabulce (2.4); činitelé rychlostní r_o , r_d závisí na otáčkách řešeného pastorku nebo kola a na požadované trvanlivosti v hodinách; hodnoty jsou uvedeny v obr. 2.20. Tvarový součinitel pro ohyb y_o závisí na druhu ozubení, úhlu záběru α , počtu zubů pastorku z_1 a převodu $i = \frac{z_2}{z_1}$; hodnoty y_o pro ozubení běžné jsou na obr. 2.21 a pro ozubení korigované na obr. 2.22. Tvarový činitel platí pouze pro korekci dle Merritta, při jiných korekcích se liší a je třeba je zvláště vyšetřit (např. kreslením). Výraz $u = \left(\frac{m}{10}\right)^{0,2}$ je zakreslen v obr. 2.23.

Tvarový činitel y_d (pro pastorek i kolo) závisí na druhu ozubení, úhlu záběru α , počtu zubů pastorku z_1 a převodu i ;

je zakreslen pro ozubení běžné a obr. 2.24 a pro ozubení korigované na obr. 2.25. U vnitřního ozubení se hodnota y_{02} pro kolo dělí výrazem $\alpha = 1 - \frac{10}{z_2}$ a hodnota y_d násobí hodnotou $f = \left(\frac{i-1}{i+1}\right)^{0,8}$, která je zobrazena na obr. 2.26. Postup při hledání tvarových činitelů je uveden v tabulkách /13/.

Všechny čtyři srovnávací hodnoty c mají být s ohledem na hospodárné dimenze soukolí přibližně stejné. Důležitou roli zde hraje volba vhodných materiálů spoluzabírajícího pastorku a kola; z minimální hodnoty c vyplývá $B = \pi c b m$ a přenášený výkon :

$$N_b = \frac{B \cdot v}{75} \quad [k]$$

$$v = \frac{\pi \cdot d_1 \cdot n_1}{60} \quad [m/s]$$

Uvedené hodnoty platí pro 6. stupeň přesnosti ozubení: pro jiné stupně přesnosti nabude rovnice pro přípustnou sílu výrazu

$$B = \pi c b m \varphi^u$$

kde $\varphi^u = 1,10$ pro 4. stupeň přesnosti

$\varphi^u = 0,80$ pro 8. stupeň přesnosti.

3. Výpočet kontaktní pevnosti tvrzených ozubených kol

3.1. Kontaktní namáhání

Namáhání zubů v otláčení závisí na velikosti Hertzova kontaktního tlaku ve valivém bodě. Jeho velikost se vypočte ze vztahu:

$$P_H = \sqrt{0,35 \frac{P_n \cdot E}{2b} \cdot \frac{\rho_1 + \rho_2}{\rho_1 \rho_2}}$$

kde P_n ... normální síla na zub

E ... modul pružnosti

b ... délka zubu v záběru

ρ_1, ρ_2 ... poloměry křivosti boků zubů ve valivém bodě.

Kontaktní napětí v podmínkách záběru boků zubů vyvolává v materiálu trojosou napjatost. Pro houževnaté materiály je rozhodující redukované hlubinné napětí

$$\sigma_{Hl} = 0,56 \cdot P_H \sqrt[3]{k} \cdot (1 + 16 \cdot f^2)$$

kde

$$k = \frac{\sigma_{kt}}{\sigma_{kH}}$$

f ... koeficient tření mezi boky zubů.

Toto hlubinné napětí vzniká pod povrchem v hloubce z :

$$z = 1,155 \cdot \sqrt{\frac{P_n}{b \cdot E} \cdot \frac{\rho_1 \cdot \rho_2}{\rho_1 + \rho_2}}$$

a má charakter tlakového míjivého namáhání.

K určení kontaktní únosnosti zubů je třeba stanovit mez únavy při míjivém namáhání v tlaku. Z výsledků běhových zkoušek ozubených kol vyplývá, že únosnost boků zubů v otláčení závisí na tvrdosti, průběhu tvrdosti a hloubce povrchové tvrzené vrstvy

a na jakosti materiálu, jakosti povrchové vrstvy a pevnosti jádra zubu.

Mez únavy při střídavém namáhání povrchově tvrzeného materiálu vypočteme ze vztahu:

$$\tilde{\sigma}_{cd} = (1 - \eta_d) \cdot \tilde{\sigma}_{kj} + 0,13 (\tilde{\sigma}_{pp} - \tilde{\sigma}_{pj})$$

kde

$$\eta_d = \left(\frac{\tilde{\sigma}_{kj}}{\tilde{\sigma}_{pj}} \right)^2 \left[\frac{2 \cdot (1 + \nu)}{3} \right]$$

η_d ... citlivost materiálu

$\tilde{\sigma}_{pj}$... mez pevnosti jádra v tahu

$\tilde{\sigma}_{kj}$... mez kluzu jádra v tahu

$\tilde{\sigma}_{pp}$... mez pevnosti povrchové tvrzené vrstvy v tahu, zjištěná z tvrdosti povrchu.

Mez únavy míjivého namáhání v tahu $\tilde{\sigma}_{cd}$ vypočteme výrazem:

$$\frac{\tilde{\sigma}_{cd}}{2} = \frac{\tilde{\sigma}_{cd}}{1 - (1 - \eta_d) \cdot \frac{\tilde{\sigma}_{kj}}{\tilde{\sigma}_{pj}} \cdot \eta_d}$$

Takto vypočtené $\tilde{\sigma}_{cd}$ je mez únavy zubů při míjivém namáhání v tlaku pro celkový počet cyklů $N_0 = 5 \cdot 10^6$ a musí tedy platit:

$$\tilde{\sigma}_N \leq \tilde{\sigma}_{cd}$$

Při stanovení únosnosti zubů v otláčení zjistíme skutečný počet cyklů N za dobu životnosti a vypočteme přípustnou mez $\tilde{\sigma}_{cd}^N$ podle charakteru únavové křivky:

$$(\tilde{\sigma}_{cd}^N)^m \cdot N = (\tilde{\sigma}_{cd})^m \cdot N_0$$

$$\tilde{\sigma}_{cd}^N = \tilde{\sigma}_{cd} \cdot \sqrt[m]{\frac{N_0}{N}}$$

Pro podmínky namáhání zubů ozubených kol je

$$m = 6 + 14,0; \text{ při } N_0 = 5 \cdot 10^6$$

a pak

$$\tilde{\sigma}_{cd}^N = \tilde{\sigma}_{cd} \cdot \sqrt[12]{\frac{5 \cdot 10^6}{N}} \geq \tilde{\sigma}_N$$

Bezpečnost zubu v otláčení je:

$$s_d = \frac{\tilde{\sigma}_{ad}}{\tilde{\sigma}_{hl}} \quad ; \text{ pro m\u00edjiv\u00fd cyklus}$$

$$s_d = \frac{\tilde{\sigma}_{ad}}{\tilde{\sigma}_{hl}} \quad ; \text{ pro soum\u011brn\u00fd cyklus.}$$

Pro kontroln\u00ed v\u00fdpo\u010et zub\u016f ozuben\u00fdch kol v ohybu m\u016fžeme pou\u017eit n\u00e1sleduj\u00edc\u00edch v\u00fdraz\u016f:

Mez pevnosti cel\u00e9ho zubu je:

$$\tilde{\sigma}_{pc} = \frac{1}{2} (\tilde{\sigma}_{p\sigma} + \tilde{\sigma}_{p\tau})$$

Mez \u00fatavy zubu v ohybu je:

$$\tilde{\sigma}_{co} = (1 - \eta_o) \cdot \tilde{\sigma}_{kc}$$

$$\eta_o = \left(\frac{\tilde{\sigma}_{kc}}{\tilde{\sigma}_{pc}} \right)^2 \cdot \frac{2(1 + \nu)}{3}$$

$$\tilde{\sigma}_{kc} = (0,7 + 0,9) \cdot \tilde{\sigma}_{pc}$$

Mezn\u00e9 m\u00edjiv\u00e9 nap\u011bt\u00ed v ohybu je:

$$\tilde{\sigma}_{do} = \frac{2 \cdot \tilde{\sigma}_{co}}{1 + (1 - \eta_o) \cdot \frac{\tilde{\sigma}_{kc}}{\tilde{\sigma}_{pc}} \cdot \eta_o}$$

Potom se \u0161bezpe\u010dnost zub\u016f v ohybu vypo\u010te:

Pro m\u00edjiv\u00fd cyklus:

$$s_o = \frac{\tilde{\sigma}_{do}}{\tilde{\sigma}_h}$$

Pro st\u0159\u00eddav\u00fd cyklus:

$$s_o = \frac{\tilde{\sigma}_{do}}{\tilde{\sigma}_h}$$

3.2. Kontaktní namáhání a požadavky na tloušťku vrstvy

Namáhání zubních boků odpovídá v obecnějším vyjádření kontaktním poměrům na dvou válcových plochách zatížených normální a tečnou třecí silou. Zjednodušíme si úlohu tím, že nebudeme uvažovat třecí sílu. Neuvažujeme také odchylky v rozložení měrného stykového tlaku vlivem složitých hydrodynamických podmínek v mazacím filmu, určitou rozdílnost modulů pružnosti vrstvy a jádra, ani účinek tahových pnutí v oblasti pod vrstvou.

Z hlediska kontaktního porušování jsou v případě tvrzených zubů kromě povrchu kritické ještě dvě významné oblasti pod povrchem:

a) Oblast největšího smykového napětí

Průběh smykového napětí τ_{yz} (v dalším označeno τ) v podpovrchové oblasti podle A. Camerona je dán vztahem /14/:

$$\tau = p_H \left\{ 1 - \frac{\frac{z}{b}}{\sqrt{[1 + (\frac{z}{b})^2]}} \right\} \frac{z}{b} \quad (3.1)$$

kde z ... souřadnice ve směru normály k povrchu

b ... polovina šířky stykové plošky

$$b = 2\pi \left(k_1 + k_2 \right) \cdot \frac{p_H}{\frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_2}} \quad (3.2)$$

kde ρ_1, ρ_2 ... poloměry křivosti válcových ploch v místě

$$k_{1,2} = \frac{\text{dotyku}}{R \cdot E_{1,2}}$$

Uvažujeme-li $\nu_{1,2} = \nu = 0,3$, $E_{1,2} = 2,2 \cdot 10^4 \text{ kp/mm}^2$

(pro ocel), pak:

$$b = 1,6476 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{p_H}{\frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_2}} \quad (3.3)$$

Pro evolventní ozubená kola $\alpha = 20^\circ$ a pro styk zubů ve valivém bodě platí:

$$\rho_{1,2} = R_{1,2} \cdot \sin \alpha = m \cdot \frac{z_{1,2}}{2} \cdot \sin \alpha$$

kde m ... modul

$z_{1,2}$... počet zubů hnacího a hnaného kola

Pak:

$$b = 2,82 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{P_H \cdot m}{\frac{1}{z_1} + \frac{1}{z_2}} \quad (3.4)$$

Maximální hodnota smykového napětí ve vztahu (3.1)

$$\tau_{\max} = 0,304 P_H \quad (3.5)$$

je v hloubce

$$z^* = 0,786 b \quad (3.6)$$

b) Oblast maximálního proměnného namáhání $\Delta \tau$

Při záběru zubů jde o opakované namáhání na povrchu i pod povrchem. Maximální změna smykových napětí dosahuje hodnoty $\Delta \tau_{\max}$ v hloubce z^{**} .

$$\Delta \tau_{\max} = 0,6 P_H \quad (3.7)$$

$$z^{**} = 0,6 b \quad (3.8)$$

Výraz (3.4) platí pro čelní přímá ozubená kola. Pro čelní šikmá ozubení kola můžeme použít také výrazu (3.4), ale musíme dosazovat následující hodnoty:

- modul m je normální modul m_n /
- počet zubů z je teď z_{ek} - ekvivalentní počet zubů

$$z_{ek} = \frac{z}{\cos \beta}$$

kde β ... úhel sklonu zubu ozubeného kola

Pro kuželová ozubená kola se také používá výrazu (3.4) s následujícími hodnotami:

- modul je čelní modul $m_n = m_g \cos \beta$
- počet zubů z_{ek}

$$z_{ek} = \frac{z}{\cos \delta \cdot \cos \beta}$$

kde δ ... úhel vrcholového kužele ozubeného kuželového kola.

Kromě povrchu může při nedostatečné tloušťce vrstvy rozhodnout o porušení boku zubu vznik plastické deformace v jádře účinkem τ (3.1), nebo únavové porušení vlivem proměnlivého namáhání $\Delta \tau$ (3.7). Plastická deformace v oblasti pod vrstvou vede k přídavnému namáhání vlastní vrstvy. Uvažujeme-li hypotézu mezních smykových napětí, pak k první plastické deformaci dochází při hodnotě

$$\tau = \tau_k$$

Hodnota τ_k podle této hypotézy je

$$\tau_k = 0,5 \cdot \sigma_{\text{ek}}$$

Pro daný Hertzův tlak P_H lze pak ze vztahu (3.1) určit kritickou hodnotu $\frac{z}{b}$, při které právě dochází pod povrchem k první plastické deformaci, a dále odpovídající minimální tloušťku vrstvy $t_{\min} = z$ ze vztahu (3.4)

$$\tau_k' = 0,5 \cdot \sigma_{\text{ek}} = P_H \cdot \left\{ 1 - \frac{\frac{z}{b}}{\sqrt{1 + \left(\frac{z}{b}\right)^2}} \right\} \cdot \frac{z}{b} \quad (3.9)$$

Ze dvou hodnot z/b stanovených z (3.9) lze využít jen hodnoty větší. Pokud je ve (3.9) $\frac{\tau_k'}{P_H} > 0,3$, pak nebezpečí plastic-

ké deformace jádra a tudíž i nebezpečí prolomení vrstvy nehrozí. Ze vztahu (3.9) vyplývá i příznivý účinek zvýšené pevnosti a meze kluzu materiálu jádra na kontaktní nosnost.

Vztahů (3.4) a (3.9) lze použít pro orientační stanovení minimální tloušťky povrchově tvrzené vrstvy u ozubených kol všeobecně, nejen pro určitý případ vlastní.

Na rozdíl od této práce Glaubitz /15/ ve svém rozboru dochází k požadavku vrstvy $t_{\min}$ větší než z^* , kde z^* je hloubka maxima smykových napětí pod povrchem. Se zřetelem na bezpečnost doporučuje pro praxi bez hlubších teoretických důkazů $t = 2z^*$. Pokud tloušťka povrchově tvrzené vrstvy vyhovuje podmínce (3.9), leží oblast s maximální změnou smykového napětí $\Delta\tau$ v rozmezí vrstvy a stěží se může nepříznivě uplatnit.

3.3. Kritérium k posouzení kontaktní únosnosti

Jako kritérium k posouzení nosnosti je zde uvažován určitý kritický stupeň poškození zubních boků. V souhlase se způsobem používaným Richterem /16/ byla za kritické poškození zubních boků pokládána hodnota

$$B_{\text{krit}} = B_{\text{past}} + B_{\text{kola}} = 2\%$$

kde B_{krit} ... celkové poškození boků zubů zabírajícího páru kol

Označíme-li plochu všech poškození na bocích jednoho kola ΣF_p

a činnou plochu všech zubů F , bude

B_{past} ... celkové poškození boků zubů pastorku

$$B_{\text{past}} = \frac{\Sigma F_p}{F}$$

B_{kola} ... celkové poškození boků zubů kola

$$B_{\text{kola}} = \frac{\Sigma F_p}{F}$$

$$B_{\text{past}} + B_{\text{kola}} = \left[\frac{\sum F_p}{F} \right]_{\text{past}} + \left[\frac{\sum F_p}{F} \right]_{\text{kola}}$$

$$F_{\text{past}} = F_1 = \tau \cdot D_1 \cdot b \cdot \varepsilon \cdot \left[\sin \alpha + \frac{\tau \cdot \cos \alpha}{z_1} (\varepsilon_{k_1} - \varepsilon_{k_2}) \right]$$

$$F_{\text{kola}} = F_2 = \tau \cdot D_2 \cdot b \cdot \varepsilon \cdot \left[\sin \alpha + \frac{\tau \cdot \cos \alpha}{z_2} (\varepsilon_{k_2} - \varepsilon_{k_1}) \right]$$

kde D_1, D_2 ... průměry roztečných kružnic

b ... šířka ozubení

ε ... součinitel trvání záběru

$\varepsilon_{k_1}, \varepsilon_{k_2}$... složky součinitele trvání záběru

α ... úhel záběru

z_1 ... počet zubů pastorku

z_2 ... počet zubů kola

Při hodnocení výsledků jsme museli použít ještě dalšího pomocného kritéria: poškození jsme pokládali rovněž za nadměrné, pokud na jednotlivém zubu plocha poškození přestoupila 8 mm^2 , a to i v případech, kdy celkové poškození B ještě nedosahovalo kritické velikosti 2%.

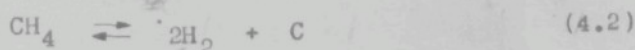
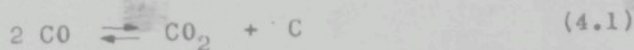
Tohoto způsobu hodnocení se použilo u povrchově tvrzených zubů z tepelného a chemicko-tepelného zpracování, kdy docházelo ke vzniku poškození velmi značného rozsahu, i když celkově na malém počtu zubů. Konkrétní plošná velikost poškození zubních boků byla odečítána po skončení běhových zkoušek a po demontování kol pomocí jednoduchých měrek s otvory. Příslušné soupravy měrek zahrnovaly celkem 16 etalonových otvorů o rozměrech 0,2 mm až do 3,2 mm. Porovnáváním poškození na jednotlivých bocích s etalonovými otvory na měrkách byly získány podklady potřebné ke stanovení velikosti $\sum F_p$ a B .

4.1 Sycení povrchu ocelí uhlíkem a dusíkem při chemicko- tepelném zpracování

Pro karbonitridaci lze použít jakékoli atmosféry, která má při teplotě pochodu schopnost nasýtit povrch oceli uhlíkem a dusíkem. Tato podmínka je splněna různými typy. V rámci této kapitoly budeme uvažovat účinek nej-
obecnější karbonitridační atmosféry, která je vytvořena směsí čpavku a cementační atmosféry, obsahující kysličník uhličitý, kysličník uhelnatý, vodní páru, vodík, metan a jako další složku dusík. Z rozborů reakcí probíhajících v této atmosféře lze odvodit zákonitosti sycení oceli uhlíkem a dusíkem v jakékoliv karbonitridační atmosféře.

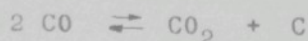
4.1.1 Sycení uhlíkem

Sycení oceli uhlíkem při chemickotepelném zpracování probíhá v podstatě stejně jako při cementaci. Nauhličování v atmosféře obsahující uvedené složky můžeme popsat reak-
cemi



Uhlík uvolňující se při reakcích (4.1), (4.2) nasycuje povrch oceli. Reakce (4.1), (4.2) jsou vratné a jejich průběh může být doprovázen také oduhlíčováním.

Uvažujeme nejprve dílčí soustavu popsanou rovnicí:

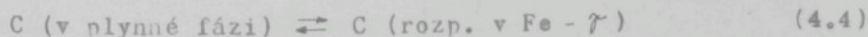


v této soustavě je i uhlík vždy obsažen v plynné fázi v atomární formě a vyvozuje tedy parciální tlak. Parciální tlak uhlíku závisí na parciálním tlaku kysličníku uhelnatého a kysličníku uhličitého. Vzájemná rovnováha je určena v izobaricko-izotermických podmínkách podle zákona o termodynamické rovnováze vztahem:

$$K_I' = \frac{P_{\text{CO}_2} \cdot P_{\text{C}}}{P_{\text{CO}}^2} \quad (4.3)$$

kde K_I' . . . rovnovážná konstanta
 P_{CO_2} . . . parciální tlak kysličníku uhličitého
 P_{CO} . . . parciální tlak kysličníku uhelnatého
 P_{C} . . . parciální tlak uhlíku

Přechod uhlíku z atmosféry do tuhého roztoku v austenitu můžeme vyjádřit rovnicí



Jestliže je uhlík rozpuštěn v austenitu, vytvoří se nad touto fází určitý parciální tlak železa i uhlíku. O tom, zda nastane nauhličování nebo oduhličování, rozhodne parciální tlak uhlíku v plynné fázi, který je v rovnováze se složkami atmosféry a parciální tlak uhlíku v rovnováze s tuhým roztokem v atmosféře.

Označíme-li parciální tlak uhlíku v rovnováze s tuhým roztokem v austenitu P_{C} a parciální tlak uhlíku v plynné

fázi P_c , vyplývá změna volné entalpie při nauhličování z rovnice (4.4) a je v izotermických podmínkách dána vztahem

$$\Delta G = -RT \ln \frac{P_c}{P_c^0} \quad (4.5)$$

kde ΔG . . . je změna volné entalpie

R . . . je plynová konstanta rovná 1,98 cal/grad

T . . . je absolutní teplota ve $^{\circ}\text{K}$

Je-li změna volné entalpie ΔG záporná, dochází k nauhličování, je-li kladná, nastane oduhličování. Při $\Delta G = 0$ je atmosféra v rovnováze s uhlíkem v oceli a nenastane ani nauhličování ani oduhličování. Kvalitativně platí, že se ocel nauhličuje, jestliže parciální tlak uhlíku v plynné fázi je větší než parciální tlak uhlíku, který je v rovnováze s tuhým roztokem v austenitu a naopak. Rovnováha je dána rovností tlaku, když výraz $\ln \frac{P_c}{P_c^0}$ je rovný nule.

Ve skutečnosti nemusíme hodnoty P_c , P_c^0 znát, ale nahrazujeme je termodynamickými aktivitami a_c , a_c^0 . Termodynamické aktivity jsou hodnoty přímo uměrné rovnovážným tlakům. Vztahujeme je ke vhodnému standardnímu stavu. U uhlíku volíme jako standardní stav grafit.

$$a_c = \frac{P_c}{P_{c0}} \quad (4.6)$$

kde P_{c0} . . . tlak uhlíku ve standardním stavu.

aktivitu standardního stavu volíme vždy rovnou 1.

Zavedením aktivity nabude vztah (4.3) tvaru

$$K_I = \frac{P_{CO_2}}{P_{CO}^2} \cdot a_c \quad (4.7)$$

a z něj

$$a_c = K_I \cdot \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}} \quad (4.8)$$

Obdobně přejde při použití aktivity vztah (4.5) ve tvar:

$$\Delta G = -RT \ln \frac{a_c}{a_{\underline{c}}} \quad (4.9)$$

nebo

$$\Delta G = -RT \ln \frac{K_I \cdot \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}}}{a_c} \quad (4.10)$$

Podmínka rovnováhy podle rovnice (4.9) a (4.10) pak obecně zní:

$$\begin{aligned} \Delta G &= 0 \\ a_c &= a_{\underline{c}} = K_I \cdot \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}} \end{aligned} \quad (4.11)$$

Označíme-li koncentraci uhlíku $\underline{C_c}$ a koeficient aktivity uhlíku $\underline{\gamma_c}$, platí

$$a_{\underline{c}} = \underline{\gamma_c} \cdot \underline{C_c} \quad (4.12)$$

Dosazením ze vztahu (4.12) do rovnice (4.11) dostaneme:

$$\underline{C_c} = \frac{1}{\underline{\gamma_c}} \cdot K_I \cdot \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}} \quad (4.13)$$

Z rovnice (4.13) můžeme přesně určit, s jakým obsahem uhlíku v austenitu je atmosféra v rovnováze. Obsah uhlíku v austenitu v rovnováze s atmosférou se v literatuře často označuje jako tzv. potenciál uhlíku atmosféry nebo nauhličovací/potenciál atmosféry.

Číselně lze teplotní závislost rovnovážné konstanty reakce (4.1) uspokojivě vyjádřit rovnicí (4.14):

$$\log K_I = \log \frac{P_{CO_2}}{P_{CO}} = -\frac{A}{T} + B = +\frac{6870}{T} - 9,060$$

(4.14)

Několik přesnějších hodnot uvádí také tabulka (4.1).

Smith stanovil hodnoty koeficientů aktivity při 800°C a 1000°C pomocí studia rovnováhy uhlíku v tuhém roztoku austenitu jednak s dvojicí CO a CO₂ a jednak s dvojicí CH₄ a H₂. Smithovy výsledky lze vyjádřit vztahem:

pro 800°C

$$\ln a_c = \ln \frac{N_c}{N_{Fe}} + 6,3 \cdot \frac{N_c}{N_{Fe}}$$

(4.15)

pro 1000°C

$$\ln a_c = \ln \frac{N_c}{N_{Fe}} + 6,9 \cdot \frac{N_c}{N_{Fe}}$$

Kde N_c a N_{Fe} jsou molární zlomky uhlíku a železa v austenitu při dané koncentraci uhlíku, přičemž jako standardní stav je volen nekonečně zředěný roztok uhlíku v austenitu.

Aktivity uhlíku vypočtené na základě rovnice (4.15), avšak s grafitem jako standardním stavem, jsou v tabulce (4.2). Na obr. (4.1) jsou uvedeny přímé experimentální výsledky Smitha /R.P.Smith, J.Am. Chem. Soc. 68 - 1946/.

Z obr. 4.1 je vidět, že se uhlík v tuhém roztoku austenitu nechová ideálně. Aktivita uhlíku neroste s koncentrací lineárně, ale roste ve skutečnosti rychleji. Dochází tedy k vytěsňování uhlíku uhlíkem v austenitu.

Z rozboru nauhličovací rovnováhy je zřejmé, že uhlík v austenitu je v rovnováze s cementitem a nikoliv s grafitem. Uhlík v rovnováze s cementitem musí mít proto vyšší aktivitu a tedy i větší rozpustnost než v rovnováze s grafitem viz tab. (4.2).

Teoreticky by proto nikdy nemělo reakcí $2\text{CO} \rightleftharpoons \text{CO}_2 + \text{C}$ dojít k úplnému nasycení austenitu až do rovnováhy s cementitem. Při parciálním tlaku kysličníku uhelnatého vyšším než odpovídá rovnováze s grafitem, by se měl přebytečný uhlík vyloučit ve formě sazí. Protože však je vylučování sazí poměrně pomalým dějem, nemusí k němu ve větší míře docházet a soustava kysličník uhelnatý - kysličník uhličitý může vyvodit dokonce vyšší aktivitu uhlíku než odpovídá rovnováze s cementitem.

Dílčí soustava metan - vodík

Rovnováha nauhličovací reakce $\text{CH}_4 \rightleftharpoons 2\text{H}_2 + \text{C}$ je podle zákona o termodynamické rovnováze popsána rovnicí

$$K'_F = \frac{P_{\text{H}_2}^2 \cdot P_{\text{C}}}{P_{\text{CH}_4}} \quad (4.16)$$

v rovnici (4.16) můžeme podobně jako v předchozích rovnicích parciální tlak atomárního uhlíku P_{C} nahradit aktivitou uhlíku a_{C} , vztaženou ke grafitu jako ke standardnímu stavu.

$$K_F = \frac{P_{\text{H}_2}^2}{P_{\text{CH}_4}} \cdot a_{\text{C}} \quad (4.17)$$

Přechod uhlíku z atmosféry do tuhého roztoku v austenitu se může opět uskutečnit jen tehdy, je-li spojen s úbytkem volné entalpie. To znamená, že ΔG v rovnici (4.18) musí mít zápornou hodnotu

$$\Delta G = -RT \ln \frac{a_{\text{C}}}{a_{\text{C}}^0} = -RT \frac{K_F \frac{P_{\text{CH}_4}}{P_{\text{H}_2}^2}}{a_{\text{C}}} \quad (4.18)$$

Rovnováha mezi atmosférou a uhlíkem v tuhém roztoku v austenitu nastane, je-li ΔG rovno nule, tzn. je-li

$$a_c = a_c$$

Teplotní závislost konstanty K_I je podobně jako u reakce (4.1) dána vztahem:

podle Wagmana:

$$\log K_I = \log \frac{P_{H_2}^2}{P_{CH_4}} = - \frac{4650}{T} + 5,770 \quad (4.19a)$$

podle Richardsona:

$$\log K_I = - \frac{4649}{T} + 5,672 \quad (4.19b)$$

Vzájemná rovnováha dílčích soustav

Pro rozbor chování atmosféry má základní význam podmínka, která určuje vzájemnou rovnováhu dílčích soustav $CO - CO_2$ a $CH_4 - H_2$. Touto podmínkou je rovnost parciálních tlaků plynného atomárního uhlíku u každé z obou dílčích soustav. To znamená, že platí

$$P_c = K_I' \cdot \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}} = K_I' \cdot \frac{P_{CH_4}}{P_{H_2}^2} \quad (4.20)$$

Použijeme-li termodynamické aktivity uhlíku, můžeme rovnici (4.20) psát

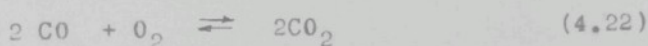
$$a_c = K_I \cdot \frac{P_{CO}^2}{P_{CO_2}} = K_I \cdot \frac{P_{CH_4}}{P_{H_2}^2} \quad (4.21)$$

Rovnice (4.21) určuje vzájemné poměry a rovnovážné parciální tlaky složek reagujících v rovnici (4.1) a (4.2). Grafické znázornění rovnováhy obou dílčích soustav s různým obsahem

uhlíku v austenitu je na obr. 4.2.

Praktický význam podmínky rovnosti parciálních tlaků uhlíku u každé z dílčích soustav je v tom, že za rovnovážného stavu stačí znát parciální tlaky plyných složek pouze jedné z dílčích soustav, abychom mohli jednoznačně určit cementační potenciál atmosféry.

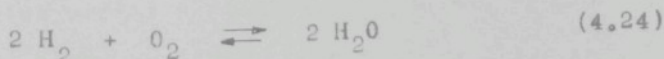
V některých případech je účelné posuzovat rovnovážný potenciál uhlíku atmosféry obsahující jako účinné složky CO , CO_2 , CH_4 , H_2 a H_2O , podle parciálních tlaků dvojice H_2O a H_2 . Dvojice kysličník uhličitý - kysličník uhelnatý vyvozuje kromě parciálního tlaku i uhlíku rovněž určitý parciální tlak kyslíku reakcí:



Rovnováha reakce (4.22) je dána vztahem:

$$K_{\text{IV}} = \frac{P_{\text{CO}_2}^2}{P_{\text{CO}}^2 \cdot P_{\text{O}_2}} \quad (4.23)$$

Obdobně i u dvojice vodní pára - vodík vzniká určitý parciální tlak kyslíku reakcí:



a platí

$$K_{\text{V}} = \frac{P_{\text{H}_2\text{O}}^2}{P_{\text{H}_2}^2 \cdot P_{\text{O}_2}} \quad (4.25)$$

Díleč oxidáčně-redukční soustavy popsané rovnicemi (4.22) a (4.24), jsou jen tehdy v rovnováze, je-li parciální tlak kyslíku u obou soustav stejný a platí-li:

$$P_{O_2} = \frac{K_{\overline{H}} \cdot P_{CO}^2}{P_{CO}} = \frac{K_{\overline{H}} \cdot P_{H_2O}^2}{P_{H_2}^2} \quad (4.26)$$

Z podmínky (4.26) vyplývá vztah (4.27) pro rovnováhu, tzv. reakce vodního plynu $H_2 + CO_2 \rightleftharpoons H_2O + CO$

$$K_{\overline{H}} = \sqrt{\frac{K_F}{K_H}} = \frac{P_{H_2O} \cdot P_{CO}}{P_{H_2} \cdot P_{CO_2}} \quad (4.27)$$

Hodnoty $K_{\overline{H}}$ jsou v tabulce (4.1)

Z rovnic (4.26) a (4.27) je vidět, že parciální tlaky kyslíčnicku uhličitého a uhelnatého jednoznačně určují i parciální tlak vodní páry při daném parciálním tlaku vodíku v atmosféře. Ustavení parciálních tlaků vodní páry podle rovnováhy reakce vodního plynu ovšem neznamena porušení nahličovacích rovnováh podle rovnic $2 CO \rightleftharpoons CO_2 + C$ a $CH_4 \rightleftharpoons C + 2H_2$. V nahličovací atmosféře obsahující sloučeniny kyslíku se ustaví mezi karburizačně - dekarburizačními a oxidáčně-redukčními soustavami zákonitá rovnováha, při které odpovídá určitý parciální tlak uhlíku zcela určitému parciálnímu tlaku kyslíku.

Vysvětlujeme-li průběh sycení povrchu oceli uhlíkem pouze z hlediska rovnovážných stavů, činíme tím některé předpoklady, kterou jsou ve skutečnosti splněny jen přibližně; protože:

a) složky atmosféry nedospějí k rovnováze úplně

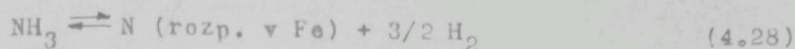
- b) vlivem pomalého rozkladu metanu je skutečný nahl.
potenciál mezi nahl. potenciály obou dílčích soustav
- c) množství uhlíku, které je atmosféra schopna předávat
povrchu oceli, je velké ve srovnání s množstvím
uhlíku odčerpávaným z povrchu difuzí
- d) závislost na rychlosti průtoku atmosféry pecí a
zejména na intenzitě nucené cirkulace. Výraznou zá-
vislost nauhličení na rychlosti průtoku zjistil u
soustavy CO - CO₂ experimentálně jako první Bramley
- viz diagram na obr. 4.3.
- e) vlivem přídavků nad rovnovážný obsah vytváříme jakousi
nadbytečnou zásobu uhlíku atmosféry (viz obr. 4.4)
- f) vlivem přítomnosti slitinových přísad se změní akti-
vita uhlíku. Vliv slitinových přísad na aktivitu
uhlíku v tuhém roztoku v austenitu byl kvantitativně
studován u niklu, manganu a křemíku Smithem a u
niklu a chromu Schenckem a Kaiserem.

Vliv niklu na a_c v austenitu při 1000°C znázorňuje diagram
na obr. 4.5, vliv chromu na a_c v austenitu při 1000°C uvádí
diagram na obr. 4.6. Smithovy výsledky u soustavy Fe - Mn - C
a Fe - Si - C uvádějí tabulky (4.3) a tab. (4.4).

Přítomnost slitinových přísad v oceli mění rovněž polohu
čáry rozpustnosti uhlíku v austenitu v rovnovážném diagramu,
že které se vychází při výpočtu nekorigovaných hodnot. Harri-
sův diagram na obr. 4.7 znázorňuje vliv niklu na přibližnou
polohu čáry SE.

4.1.2 Sycení dusíkem

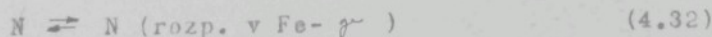
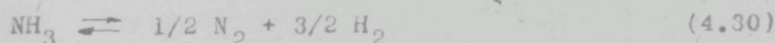
Vstup dusíku z atmosféry obsahující nerozložený čnavek a vodík do tuhého roztoku v železe můžeme popsat reakcí:



Zákonitosti průběhu reakce (4.28) studovali experimentálně Engelhardt a Wagner. Zjistili, že platí:

$$K_{\text{Fe}} = \frac{P_{\text{H}_2}^{3/2} a_{\text{N}}}{P_{\text{NH}_3}} \quad (4.29)$$

kde a_{N} je aktivita dusíku v tuhém roztoku v železe a P_{H_2} a P_{NH_3} jsou parciální tlaky vodíku a nerozloženého čnavku v atmosféře. Platnost vztahu (4.29) lze odvodit teoreticky. Sycení železa dusíkem můžeme též popsat reakcemi:



Z rovnice (4.30) lze podle zákona termodynamické rovnováhy napsat vztah

$$K_{\text{NH}_3} = \frac{P_{\text{N}_2}^{1/2} P_{\text{H}_2}^{3/2}}{P_{\text{NH}_3}} \quad (4.33)$$

Rovnice (4.31) popisuje tepelnou disociaci molekulárního dusíku v dusík atomární. Lze podlénní napsat vztah:

$$K_{\overline{N}} = \frac{P_N}{P_{N_2}^{1/2}} \quad (4.34)$$

Zde je P_{N_2} parciální tlak molekulárního dusíku a P_N je parciální tlak dusíku atomárního. Tento parciální tlak atomárního dusíku určuje schopnost atmosféry nasycovat povrch atmosféry dusíkem.

Rovnice (4.32) vyjadřuje skutečnost, že dusík v tuhém roztoku v austenitu je v rovnováze s určitým parciálním tlakem atomárního dusíku.

Změna volné entalpie při sycení oceli dusíkem je závislá na parciálním tlaku atomárního dusíku v rovnováze s austenitem, který označujeme $\underline{P}_N$ a na parciálním tlaku atomárního dusíku v plynné fázi P_N podle vztahu:

$$\Delta G = -RT \ln \frac{P_N}{\underline{P}_N} \quad (4.35)$$

Jestliže je dosaženo rovnováhy, platí rovnost

$$P_N = \underline{P}_N \quad (4.36)$$

dosadíme-li z rovnosti (4.36) do rovnice (4.34) a z této rovnosti do rovnice (4.33), dostaneme:

$$K_{\overline{N}} = K_{\overline{N_2}} \cdot K_{\overline{N}} \quad (4.37)$$

A protože parciální tlak atomárního dusíku v rovnováze s austenitem je přímo úměrný aktivitě dusíku v austenitu, je

vztah (4.37) ekvivalentní již známé rovnici (4.29).

Pro výpočty schopnosti atmosféry nasycovat povrch oceli dusíkem při jejím chemicko-tenelném zpracování je nutné znát jednak parciální tlaky molekulárního dusíku v rovnováze se čpavkem a vodíkem z atmosféry a jednak parciální tlaky molekulárního dusíku v rovnováze s dusíkem v tuhém roztoku v austenitu.

Rovnovážné poměry v soustavě NH_3 , H_2 , N_2 jsou známy s celkem postačující přesností. Pro rovnovážnou konstantu reakce $\text{NH}_3 = 3/2 \text{H}_2 + 1/2 \text{N}_2$ navrhli Pearson a Endeová na základě Kelleyových údajů vztah

$$K_{\text{vIII}} = \frac{6500}{T} - 13,4 \quad (4.38)$$

4.1.3 Difuze uhlíku a dusíku v austenitu

4.1.3.1 Obecné zákonitosti interstitické difuze

Uhlík a dusík tvoří v austenitu i ve feritu mezerový tuhý roztok. Vznik interstitického tuhého roztoku záleží hlavně na tom, aby poloměr rozpuštěných atomů nebyl o mnoho větší než volná místa mezi těsně uspořádanými atomy v mřížce základního kovu. Podle známého Häggova kritéria vzniká v těsně uspořádané mřížce s koordinačním číslem 8 nebo 12 interstitický tuhý roztok tehdy, jestliže účinný poloměr atomů rozpuštěného prvku není větší než 0,59 % účinného poloměru atomu základního kovu. Účinný poloměr atomů železa je 1,28 Å, atomu uhlíku 0,77 Å a atomu dusíku 0,71 Å.

Hodnota poměru účinného poloměru atomů uhlíku a železa je tedy 0,60 a poměru účinného poloměru atomů dusíku a železa je 0,55. Podle toho je soustava Fe - C právě na hranici možnosti tveření interstitického tuhého roztoku. V soustavě Fe - N lze vzhledem k menší hodnotě poměru očekávat větší rozpustnost.

Vztahy pro difusi jedné složky navrhl už v r. 1854 Fick na základě analogie s Fourierovými rovnicemi pro vedení tepla. První Fickova rovnice (4.39) vyjadřuje předpoklad, že váhové množství m difundující látky, které prochází za jednotku času za jednotkovou plochou je úměrné gradientu koncentrace $\frac{\partial c}{\partial x}$. Koeficient úměrnosti D o rozměru $\frac{(\text{jednotka délky})^2}{\text{čas}}$ se nazývá koeficient difuze.

$$m = - D \frac{\partial c}{\partial x} \quad (4.39)$$

Záporné znaménko značí, že směr přenostu hmoty při difusi je opačný než smysl gradientu koncentrace. Z rovnice (4.39) vyplývá rovnice (4.40), která vyjadřuje vztah mezi rychlostí změny koncentrace $\frac{\partial c}{\partial t}$ v místě, kde koncentrační gradient je v uvažovaném okamžiku $\frac{\partial c}{\partial x}$

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} D \left(\frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (4.40)$$

Rovnice (4.40) platí pro obecný případ, kdy hodnota D může být závislá na koncentraci. Předpokládáme-li nezávislost hodnoty koeficientu difuze na koncentraci, přechází rovnice (4.40) v rovnici:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \frac{\partial^2 c}{\partial x^2}$$

(4.41)

Rovnice (4.40) a (4.41) dovolují z difusní křivky určit hodnotu koeficientu difuze. Aplikujeme-li rovnici (4.41) např. na difuzi uhlíku do oceli z povrchu syčeného v cementujícím prostředí, platí pro řešení tyto okrajové podmínky:

- a) pro čas $t = 0$ platí všude (tj. pro všechny x), že koncentrace uhlíku $c = c_1$, kde c_1 je koncentrace uhlíku v základním materiálu;
- b) v každém jiném čase je na povrchu konstantní koncentrace uhlíku $c = c_2$, kde c_2 odpovídá cementovacímu potenciálu prostředí;
- c) pro nekonečné x platí v každém čase $\frac{\partial c}{\partial x} = 0$

První okrajová podmínka vyjadřuje, že difusní vrstva začíná růst při $t = 0$ a že neexistovala už předtím. Druhá okrajová podmínka vyjadřuje nutnost, aby obsah uhlíku na povrchu byl po celou dobu syčení konstantní. Třetí okrajová podmínka vyžaduje, aby se difuze děla v tak velkém průřezu, aby středové oblasti nebyly difusí ovlivněny.

Řešení rovnice (4.41) s uvedenými podmínkami je:

$$\frac{c - c_1}{c_2 - c_1} = 1 - \psi \frac{x}{2\sqrt{D \cdot t}} \quad (4.42)$$

kde c . . . koncentrace uhlíku po čase t ve vzdálenosti x od povrchu

ψ . . . Gaussův integrál chyb, jehož hodnotu je možné vzít z tabulek nebo diagramu (obr. 4.8)

Pro difuzi v tzv. difuzním článku, tj. z austenitu s větším obsahem uhlíku C_2 do austenitu s menším obsahem uhlíku C_1 , jsou okrajové podmínky poněkud odlišné

a) v čase $t = 0$ je pro všechna $x > 0$ koncentrace uhlíku $c = c_1$

$x < 0$ koncentrace uhlíku $c = c_2$

b) v každém jiném čase je v místě $x = 0$, tj. na difuzním rozhraní koncentrace uhlíku $c_2 - c_1$

c) pro nekonečně velké x platí v každém čase $\frac{\partial c}{\partial x} = 0$

Pro tyto podmínky platí řešení rovnice (4.42)

$$\frac{c - c_1}{c_2 - c_1} = \frac{1}{2} \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{D_1 t}} \right) \quad (4.43)$$

Uvažuje-li se závislost koeficientu difuze na koncentraci, je třeba najít řešení rovnice (4.40). Přibližné řešení této rovnice uvedl Boltzman už v r. 1894. V třicátých letech použil tohoto řešení Matans pro vyhodnocení Arubeových a Jedelevových měření difuze v soustavě Cu - Zn. Boltzman-Matanově řešení se vztahuje obecně k difuzi v difuzním článku vzniklém spojení dvou materiálů s různým obsahem difundující složky.

Při Boltzman-Matanově řešení rovnice (4.40) se zavádí nová proměnná

$$\lambda = \frac{x}{\sqrt{t}}$$

u které se předpokládá, že x je lineární funkcí $\sqrt{t}$. Zkušenost potvrzuje, že tento předpoklad je při nerušené difuzi splněn.

S novou proměnnou je možno rovnici (4.40) psát

$$-\frac{\lambda}{2} \frac{dc}{d\lambda} = \frac{d}{d\lambda} \left(D \frac{dc}{d\lambda} \right)$$

4.44

Řešení rovnice 4.44 zní:

$$D = -\frac{1}{2} \frac{d\lambda}{dc} \int_{c_1}^c \lambda dc$$

4.45

nebo po dosazení za proměnnou λ

$$D = -\frac{1}{2t} \frac{dx}{dc} \int_{c_1}^c x dc$$

4.46

Rovnice 4.46 platí jestliže je splněna podmínka

$$\int_{c_1}^{c_2} x dc = -\int_{c_2}^{c_1} x dc$$

4.47

Kde c_m je koncentrace a tzv. Matanově rovině. Podmínka 4.47 znamená, že jako hraniční rovina (tzv. Matanova) difuze se vezme rovina, která rozděluje množství difundující složky prošlé v obou směrech na dvě stejné poloroviny. Matanova rovina obecně nemusí souhlasit s původní rovinou spoje.

Rovnice 4.46 se vyhodnocuje graficky. Hodnota $\frac{dx}{dc}$ se určí změřením tangenty v difusní křivce při různých koncentracích. Hodnota integrálu $\int_{c_1}^c x dc$ se určí planimetrováním plochy vymezené difusní křivkou a koncentrací. Získané hodnoty $\frac{dx}{dc}$ a $\int_{c_1}^c x dc$ se dosadí do rovnice 4.46 a vypočítá se koeficient D při různých koncentracích.

Boltzman-Matanova způsobu zpracování koncentrační závislosti koeficientů difuze lze použít i tehdy, jde-li o difusi např. uhlíku nebo dusíku z povrchu syceného ve vhodném prostředí do jádra. V tomto případě musíme uvažovat podmínku 4.47 a určovat planimetrováním Matanovu rovinu. Jinak zůstává postup při vyhodnocování stejný.

4.1.3.2 Rozbor difusních rovnic z hlediska termodynamiky

První a druhá Fickova rovnice jsou založeny na předpokladu, že hnací silou difuze je gradient koncentrací. Skutečnou hnací silou difuze je však gradient volné entalpie, přesněji řečeno gradient parciální molární volné entalpie

chemického potenciálu. Na jeden interstitický atom působí ve směru x síla S_i

$$S_i = - \frac{1}{N} \frac{\partial \mu_i}{\partial x} \quad 4.48$$

Záporné znaménko v rovnici 4.48 značí že směr síly je opačný než smysl gradientu chemického potenciálu.

N - Avogadrovo číslo a $\frac{\partial \mu_i}{\partial x}$ je gradient chemického potenciálu interstitické složky.

Předpokládá se že průměrná rychlost migrace difundujících interstitické částice je přímo úměrná síle, která na ni působí. Rychlost kterou částice difunduje při jednotkové síle nazývá se pohyblivost a značí se obvykle B . Můžeme potom psát

$$v_i = - \frac{B_i}{N} \frac{\partial \mu_i}{\partial x} \quad 4.49$$

kde v_i je rychlost migrace a B_i je pohyblivost interstitické částice. Podle známého vztahu $\mu_i = K + RT \ln a_i$, kde K je konstanta závislá na definici standartního stavu, která se změní jen s teplotou a a_i je aktivita interstiticky difundující složky, přechází rovnice 4.49 v rovnice:

$$v_i = - B_i \cdot k \cdot T \cdot \frac{\partial \ln a_i}{\partial x} \quad 4.50$$

kde k je Boltzmanova konstanta ($k = \frac{R}{N}$). Jestliže vyjádříme aktivitu pomocí aktivitního koeficientu γ a molárního zlomku N

$$a_i = \gamma_i N_i \quad 4.51$$

přejde rovnice 4.50 ve tvar

$$v_i = - B_i \cdot k \cdot T \cdot \left(1 + \frac{\partial \ln \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) \frac{\partial N_i}{\partial x} \quad 4.52$$

Průměrná rychlost migrace difundující částice je přímo úměrná difusnímu toku m . Můžeme tedy psát rovnici 4.53 a 4.54 obdobnou rovnicím 4.39 a 4.40.

$$m = - B_i \cdot k \cdot T \cdot \left(1 + \frac{\partial \ln \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) \frac{\partial N_i}{\partial x} \quad 4.53$$

$$\frac{\partial n_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[B_i \cdot kT \left(1 + \frac{\partial \ln \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) \frac{\partial n_i}{\partial x} \right] \quad 4.54$$

z porovnání rovnic 4.53 a 4.54 s rovnicemi 4.39 a 4.40 vyplývá vztah pro koeficient difuze

$$D = B_i \cdot kT \cdot \left(1 + \frac{\partial \ln \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) \quad 4.55$$

Význam vztahu 4.55 ukazuje závislost koeficientu difuze na aktivitě difundující složky a ukazuje vztah mezi pohyblivostí částice a koeficientem difuze.

Podle Birchenalla a Mehla mají základní rovnice analogické první a druhé Fickové rovnici zní:

$$m_i = - D \frac{\partial a_i}{\partial x} \quad 4.56$$

$$\frac{\partial a_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial a_i}{\partial x} \right) = D \frac{\partial^2 a_i}{\partial x^2} \quad 4.57$$

Koeficient difuze podle rovnice 4.56 a 4.57 není ovšem totožný s koeficientem difuze podle rovnice 4.39 a 4.40. Birchenall a Mehl odvodili jejich vzájemnou závislost

$$D = D_a \left(\gamma_i + \frac{\partial \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) \quad 4.58$$

D v rovnici 4.58 značí koeficient difuze podle rovnic 4.39 a 4.40 a D_a koeficient difuze podle rovnice 4.56 a 4.57. Le Claire porovnal výraz pro D podle rovnice 4.55 a 4.58

$$D = B_i \cdot kT \left(1 + \frac{\partial \ln \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) = D_a \left(\gamma_i + \frac{\partial \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) \quad 4.59$$

po úpravě

$$D = B_i \cdot kT \cdot \left(1 + \frac{\partial \ln \gamma_i}{\partial \ln N_i} \right) = D_a \cdot \gamma_i \cdot \left(1 + \frac{\partial \gamma_i}{\gamma_i \cdot \partial \ln N_i} \right) \quad 4.60$$

a proto platí

$$B_i \cdot kT = D_a \cdot \gamma_i \quad 4.61$$

Ze vztahu 4.60 je vidět, že základní rovnice 4.56 a 4.57 zahrnují zcela stejnou a termodynamicky oprávněnou korekci na neideální chování tuhého roztoku jako rovnice 4.55. Zároveň však rovnice 4.56 a 4.57 zahrnují předpoklad, že pohyblivost difundujícího prvku B je přímo úměrná aktivitnímu koeficientu 4.61. Tento předpoklad není zatím teoreticky

podložen, je však pravděpodobný. Le Claire spatřuje potvrzení tohoto předpokladu v Birchenallově a Mehlově experimentálním důkazu, že hodnota D_a při difusi uhlíku v austenitu je skutečně nezávislá na koncentraci.

4.1.3.3 Rozbor difuze na základě teorie absolutních reakčních rychlostí

Při přechodu interstatického atomu z jedné oktaedrické polohy do polohy sousední musí difundující částice přejít v silovém poli mřížky přechodnou polohou kde je její potenciální energie podstatně vyšší. Potenciální val k jehož překonání musí mít difundující částice zcela určitou energii, která odpovídá jeho výšce. Potřebnou energii nabývá částice prostřednictvím tepelných fluktuací. I ve zcela homogenní slitině kde mezi různými místy nejsou žádné rozdíly volné entalpie dochází k difusní migraci částic. Její průběh je ovšem směrově náhodný a nevede ke vzniku difusního toku v určitém směru. Teprve rozdíly volné entalpie částečně usměrňují migraci částic do směru gradientu. Graficky je přechod částic přes potenciální val z jedné stabilní polohy do druhé ve směru gradientu volné entalpie znázorněn na obr. 4.9 kde ΔG_a představuje volnou aktivační entalpii přechodu.

Obr. 4.9 Schema přechodu difundující částice přes potenciální val

ΔG_a - volná aktivační entalpie

ΔG - volná entalpie přechodu částice z jedné stabilní polohy do druhé (stabilní polohy označeny A a B)

Víme, že volná entalpie částice ve stabilní poloze není všude stejná ale zmenšuje se ve směru difusního toku na vzdálenost sousedních poloh λ a hodnotu ΔG .

Na přechod částice za těchto podmínek lze aplikovat Eyringovu teorii absolutních reakčních rychlostí a na tomto základě vytvořit matematicko-fyzikální model difuze. Podle teorie absolutních reakčních rychlostí je frekvence přechodu f dána vztahem

$$f = \gamma \cdot \frac{F^*}{F} \quad 4.61$$

$\frac{F^*}{F}$ je poměr partičních funkcí aktivovaného a základního stavu a γ je universální frekvence rozpadu aktivovaného stavu. Tato frekvence je dána rovnicí 4.62

$$\gamma = \frac{k T}{h} \quad 4.62$$

kde k je Planckova konstanta poměr partičních funkcí $\frac{F^*}{F}$. Eyring dosazuje do následujících vztahů

$$\Delta G = -RT \ln \frac{F^*}{F} \quad 4.63$$

$$\Delta G_A = \Delta H_A - T \Delta S_A = -RT \ln \frac{F^*}{F} \quad 4.64$$

ΔG_A - aktivační volná entalpie

ΔH_A - aktivační entalpie

ΔS_A - aktivační entropie

Můžeme přepsat rovnici 4.64 do tvaru

$$\frac{F^*}{F} = \exp\left(-\frac{\Delta G_A}{RT}\right) = \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \quad 4.65$$

a dosazením z rovnice 4.61 a 4.62 dostaneme:

$$f = \frac{k \cdot T}{h} \exp\left(-\frac{\Delta G_A}{RT}\right) = \frac{k T}{h} \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \quad 4.66$$

Rovnice 4.66 popisuje vlastně frekvenci směrově neuspořádaných přeskoků za nepřítomnosti gradientu volné entalpie. Za přítomnosti gradientu volné entalpie není frekvence přeskoků v obou směrech stejná protože potenciální val je ve směru difusního toku nižší o ΔG . V tomto případě platí

$$f_{AB} = \frac{k T}{h} \exp\left(-\frac{\Delta G_A}{RT}\right) \quad 4.67$$

$$f_{BA} = \frac{k T}{h} \exp\left(-\frac{\Delta G_A + \Delta G}{RT}\right) \quad 4.68$$

a pro rozdíl frekvencí

$$f_{AB} - f_{BA} = \frac{kT}{h} \left[1 - \exp\left(-\frac{\Delta G}{RT}\right) \right] \exp\left(-\frac{\Delta G_A}{RT}\right) \quad 4.69$$

Protože ΔG je o mnoho nižší než RT , můžeme dále uvažovat:

$$\begin{aligned} f_{AB} - f_{BA} &= \frac{kT}{h} \cdot \frac{\Delta G}{RT} \exp\left(-\frac{\Delta G_A}{RT}\right) = \\ &= \frac{kT}{h} \cdot \frac{\Delta G}{RT} \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \end{aligned} \quad 4.70$$

V soustavě Fe-C a Fe-N je však vždy obsazen jen zlomek oktaedrických interstitických poloh. Hodnotu této pravděpodobnosti lze proto považovat za blízkou 1. Je třeba respektovat skutečnost, že difuze se děje často jen v jednom z šesti hlavních směrů. Rovnice 4.70 tím nabývá tvaru

$$f_{AB} - f_{BA} = \frac{1}{6} \frac{kT}{h} \cdot \frac{\Delta G}{RT} \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \quad 4.71$$

ΔG můžeme vyjádřit pomocí gradientu chemického potenciálu a dráhy přeskoků,

$$\Delta G = \frac{\partial G_i}{\partial x} \cdot \lambda \quad 4.72$$

λ - dráha přeskoků, tj. vzdálenost dvou sousedních interstitických poloh. Potom dostaneme:

$$f_{AB} - f_{BA} = \frac{1}{6} \frac{kT}{h} \cdot \lambda \cdot \frac{1}{RT} \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \cdot \left(\frac{\partial G_i}{\partial x}\right) \quad 4.73$$

Průměrnou rychlost migrace difundující částice ve směru difusního toku označujeme v . Její hodnota je dána součinem rozdílu frekvenčního přechodu a dráhy přeskoků.

$$v_i = \lambda (f_{AB} - f_{BA}) \quad 4.74$$

Dosazením z této rovnice do rovnice 4.73 se v novém vztahu objeví čtverec dráhy přeskoků

$$v_i = \frac{1}{6} \frac{kT}{h} \cdot \lambda^2 \cdot \frac{1}{RT} \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \cdot \left(\frac{\partial G_i}{\partial x}\right) \quad 4.75$$

při jednotkové síle, která působí na difundující částici je průměrná rychlost její migrace rovna pohyblivosti B a s použitím rovnice 4.49 platí

$$B_i = \frac{1}{6} \cdot \frac{kT}{h} \cdot \lambda^2 \cdot \frac{1}{RT} \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \quad 4.76$$

Spojením vztahu 4.55 pro koeficient difuze a rovnice 4.76 dostáváme

$$\begin{aligned} D &= B_i \cdot k \cdot T \left(1 + \frac{\partial \ln \tilde{r}_i}{\partial \ln N_i}\right) = \\ &= \frac{1}{6} \cdot \frac{kT}{h} \cdot \lambda^2 \cdot \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \left(1 + \frac{\partial \ln \tilde{r}_i}{\partial \ln N_i}\right) \exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right) \end{aligned} \quad 4.77$$

závislost koeficientu difuze na teplotě je vyjádřena známým Arrheniovým vztahem 4.78

$$D = D_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad 4.78$$

kde Q je experimentálně zjištěná tzv. aktivační energie difuze a D_0 je konstanta. Dá se dokázat, že aktivační entalpie v rovnici 4.77 je přímo rovna aktivační energii Q v Arrheniově vztahu, jestliže znásobíme $\exp\left(-\frac{\Delta H_A}{RT}\right)$ číslem e , potom platí

$$\begin{aligned} D &= \tilde{B}_i \cdot k \cdot T \left(1 + \frac{\partial \ln \tilde{r}_i}{\partial \ln N_i}\right) = \\ &= \frac{1}{6} \cdot \frac{kT}{h} \cdot \lambda^2 \cdot e \cdot \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \left(1 + \frac{\partial \ln \tilde{r}_i}{\partial \ln N_i}\right) \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \end{aligned} \quad 4.79$$

Srovnáním s Arrheniovým vztahem dostaneme rovnici pro konstantu D_0

$$D_0 = \frac{1}{6} \cdot e \cdot \frac{kT}{h} \cdot \lambda^2 \cdot \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \left(1 + \frac{\partial \ln \tilde{r}_i}{\partial \ln N_i}\right) \quad 4.80$$

a pro ideální tuhý roztok bude

$$D_0(\text{id}) = \frac{1}{6} \cdot e \cdot \frac{kT}{h} \cdot \lambda^2 \cdot \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \quad 4.81$$

Exaktním rozložením partičních funkcí aktivovaného a základního stavu a úvahami o geometrických podmínkách difuze dospějeme ke vztahu, který platí pro kubické mřížky

$$D_0 = \rho \alpha \lambda^2 \gamma \cdot \exp\left(\frac{\Delta S_A}{R}\right) \quad 4.81b$$

V tomto vztahu vymizí universální frekvence $\frac{kT}{h}$ a místo ní se objevuje frekvence kmitů γ interstaticky

difundujících částic. p a α jsou konstanty, které vystihují prostorové podmínky difuze. Konstanta α závisí na geometrickém uspořádání mřížky kolem sousedících interstatických poloh difundujících složky. V kubické plošně centrické mřížce má hodnotu $\frac{1}{12}$ a v kubické prostorově centrické mřížce $\frac{1}{24}$. Konstanta p udává počet energeticky rovnocenných prostorových možností difuze z uvažované interstitické polohy. V kubické plošně centrické mřížce je rovna 12 a v kubické prostorově centrické mřížce je rovna 4. Pro kubickou plošně centrickou mřížku se konstanty p a α navzájem ruší a vztah 4.81b se zjednoduší na

$$D_0 = \lambda^2 \cdot \nu \cdot \exp\left(-\frac{\Delta S_A}{R}\right) \quad 4.81c$$

Rozbor na základě Eyringovy teorie je prozatím jediný, který umožňuje fyzikálně exaktním způsobem interpretovat hodnotu D_0 v Arrheniově vztahu. Kromě vztahů odvozených z Eyringovy teorie byla pro koeficient difuze navržena řada dalších poloempirických rovnic. Barrer dospěl kinetickými úvahami a porovnáním s Arrheniovým vztahem k výrazu, který má platit pro ideální tuhý roztok:

$$D(\alpha) = B k T = \frac{1}{6} P \lambda^2 \nu \cdot \frac{1}{(\nu-1)!} \cdot \left(\frac{Q}{RT}\right)^{\nu-1} \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad 4.82$$

kde ν - frekvence kmitů difundujících částic v mřížce
 ν - počet stupňů volnosti podle kterých je sdělována aktivační energie

P - pravděpodobnost že aktivovaná částice nalezne sousední polohu volnou.

Pro interstitickou difusi uhlíku a dusíku je P blízké 1 a ν je přibližně 1. Podle toho lze psát

$$D(\alpha) = \frac{1}{6} \cdot \lambda^2 \cdot \nu \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad 4.83$$

Velmi podobný je vztah Van Lienptův

$$D = \frac{\pi}{6} \cdot \lambda^2 \cdot \nu \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad 4.84$$

Dushmann vycházel z předpokladu, že difuze je monomolekulární reakcí a odvodil kinetickou rovnici

$$D = \frac{Q}{N} \cdot \frac{\lambda^2}{h} \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad 4.85.$$

Ze stejného předpokladu monomolekulární reakce vychází rovnice Polanyie a Wignera. Její zvláštností je, že považuje hodnotu D_0 za nepřímo úměrnou teplotě. Ve všech ostatních vztazích je hodnota D_0 na teplotě nezávislá

$$D = D_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) = 2 \cdot \lambda^2 \cdot \frac{Q}{RT} \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad 4.86$$

Je zajímavé porovnat v čem se rovnice 4.82 a 4.86 shodují s výrazy odvozenými na základě Eyringovy teorie.

Přínosem Eyringovy teorie je zejména termodynamické pojetí aktivačního děje. Důsledkem tohoto pojetí je zavedení aktivační entropie jako členu, který má rozhodující vliv na velikost konstanty D_0 . Hodnota aktivační entropie je zajímavá pro poznání podrobností dějů při elementárním difusním přeskoku částice. Je-li přeskok částice doprovázen značnou poruchou mřížky, je hodnota aktivační entropie vysoká a D_0 dosahuje řádu 10^3 až 10^4 . Podle Le Claira může být naopak přeskok částice podmíněn vzájemnou resonancí kmitů sousedních částic. Vzájemná resonance vede k zvýšení amplitudy a k zmenšení přechodné poruchy doprovázející přeskok částice. Aktivační entropie je v tom případě velmi malá a hodnota D_0 je o mnoho řádů nižší. Při interstatické difusi je porucha mřížky při přeskoku částice mnohem menší než při difusi v substitučním tuhém roztoku, avšak účinek resonance není zde nijak význačný. Aktivační entropie i hodnota D_0 nabývá proto při interstitické difusi středních hodnot. Např. aktivační entropie difuze uhlíku ve feritu je podle Werta 5000 Cal/gatom a konstanta D_0 je v tomto případě podle Stanleyových měření rovna $7,9 \cdot 10^{-2} \text{ cm}^2/\text{sec}$.

4.1.3.4 Difuze uhlíku a dusíku v austenitu

4.1.3.4.1 Difuze uhlíku v austenitu

Difusi uhlíku v austenitu se již v letech 1921 - 1922 zabýval Runge, Temmann a Schönert, a v roce 1928 Bramley

a spolupracovníci. Všichni tito autoři určovali difusní koeficient z rozložení uhlíku ve vrstvách cementovaných při různých teplotách v plynné atmosféře. Zejména Bramley a spolupracovníci věnovali úsilí tomu, aby pokusy byly provedeny co nejpečlivěji. Přesto však ukázaly výsledky v pozdějších měřeních, že hodnoty koeficientu difuze uhlíku v austenitu uváděné Rungem, Tammannem a Schönertem, Bramleyem byly značně chybné. Hlavním zdrojem chyb měření těchto autorů je nemožnost dosáhnout při cementaci v plynné atmosféře toho, aby koncentrace uhlíku na povrchu byla v celém průběhu pokusu konstantní jak to vyžaduje řešení druhé Fickovy rovnice. Z fyzikálně-matematických zákonitostí difuze vyplývá, že počáteční období je s povrchu odnášeno difusí velké množství uhlíku, které se zmenšuje převrácenou hodnotou druhé odmocniny z času. Sytící schopnost atmosféry je však konstantní. V důsledku toho se v počátečním období ustavuje na povrchu nízká koncentrace uhlíku, která se časem zvětšuje. Pro přesné stanovení koeficientu difuze uhlíku bylo použito metodiky difusních článků vzniklých svařením na tupo dvou materiálů s různým obsahem uhlíku. Při pečlivém svařování na tupo se dosáhlo zcela náhlého přechodu. V r.1939 volili tento způsob jako první Paschke a Hautmann. Skoro současně použili metody svařovaných difusních článků Wells a Mehl, kteří své výsledky později doplnili další serii měření. Výsledky měření koeficientu difuze uhlíku v austenitu podle Wellse, Mehla a Batze jsou v současné době považovány za nej přesnější. Je jejich zásluhou, že pro vyhodnocení difusních křivek použili Baltzmannova a Matanova řešení a objevili tak, že koeficient difuze uhlíku v austenitu závisí na koncentraci. Jeho hodnota roste s rostoucí koncentrací uhlíku (viz tabulku 4.5)

		$D_c \quad [cm^2/s \cdot 10^{-7}]$				
		800°C	850°C	925°C	1000°C	1100°C
Při koncentraci uhlíku 0,1 %				1,1	2,1	7,7
"- "	"- 0,54%	0,31		1,4	2,8	9,2
"- "	"- 0,7 %	0,4	0,60	1,6	3,1	10,0
"- "	"- 1,0%			2,1	4,6	14,0

Tabulka 4.5. Závislost koeficientů difuze uhlíku na koncentraci podle měření Wellse a Mehla

Pozdější a rozsáhlejší měření v rozmezí 0,2 až 1,3 % uhlíku tento poznatek plně potvrdila. Tato měření rovněž ukázala, že aktivační energie difuze uhlíku v austenitu klesá s rostoucí koncentrací z hodnot kolem 36.000 cal/gatom na hodnoty kolem 29.000 cal/gatom. Současně konstanta D_0 v Arrheniově vztahu klesá s rostoucí koncentrací uhlíku z hodnot kolem $3,5 \cdot 10^{-1}$ až na hodnotu menší než $1,0 \cdot 10^{-1}$ cm^2/sec .

4.1.3.4.2 Difuse dusíku v austenitu

Difuse dusíku v austenitu byla zkoumána mnohem méně než difuse uhlíku. Až dosud to byli jediné Bramley a Turner, kteří v r.1926 měřili koeficient difuse při obsazích dusíku. Studie provedená v pozdější době Darkenem, Smithem, Filerem, Fastem a Verijpen byla věnována difusi dusíku při velmi nízkých koncentracích (menších než 0,02 %). Bramley a Turner použili při studiích difuse dusíku nitridování v částečně disociovaném čpavku. Tyto hodnoty jsou shrnuty v tabulce 4.6

Tabulka 4.6
Závislost koeficientu
difuse dusíku v austenitu
na teplotě podle Bramleye
a Turnera

Teplota pochodu $^{\circ}\text{C}$	D. koeficient dusíku D_N $\text{cm}^2/\text{sek} \cdot 10^{-7}$
800	0,12
850	0,30
900	0,60
950	1,07
1000	1,35
1050	2,50
1100	4,00

Podle dnešních poznatků a podobnosti chování uhlíku a dusíku v tuhém roztoku v austenitu se dá soudit, že rychlost difuse dusíku bude rovněž závislá na koncentraci.

4.1.3.4.3 Současná difuse uhlíku a dusíku v austenitu

Až dosud jsou známa jediná řešení koeficientu difuse uhlíku a dusíku při jejich současné difusi v austenitu. Provedli je Bramley a Tinkings v r.1926. Nitrocementovali vzorky z nízkouhlíkové oceli v atmosféře kysličníku uhel-

natého nasyceného parami acetonitrilu v rozmezí teplot 850°C až 1000°C. Koeficienty difuze určovali z rozložení uhlíku a dusíku podle integrované rovnice 4.3. I když musíme přijímat takto získané hodnoty se známými výhradami pokud jde o přesnost, vyplynul z Mramleyovy a Tinkingsovy studie důležitý kvantitativní poznatek.

Srovnáním hodnot koeficientů difuze při difuzi pouhého uhlíku a při současné difuzi uhlíku a dusíku dospěli k závěru, že difuze uhlíku je současnou difusí dusíku urychlována. Výsledky jejich měření jsou v tabulce 4.7.:

Teplota pochodu °C	Nitrocementace			Cementace	Poměr koef. difuze C při nitro- cementaci D_c^{NC} / D_c^C
	Koncentra- ce N na povrchu %	Koef.dif. N D_N^{NC} [$10^{-7} \text{ cm}^2/\text{s}$]	Koef.dif. C D_C^{NC} [$10^{-7} \text{ cm}^2/\text{s}$]	Koef.dif.C D_c^C [$10^{-7} \text{ cm}^2/\text{s}$]	
850	0,55	0,3	0,38	0,17	2,24
900	0,34	0,6	0,75	0,38	1,97
950	0,24	1,08	1,17	0,87	1,38
1000	0,18	1,35	2,00	2,00	1,00

Tabulka 4.7 - Výsledky měření současné difuze uhlíku a dusíku v austenitu podle Bramleye a Tinkingse

Příčiny tohoto jevu je možno vysvětlit na základě našeho poznatku o vzájemném vytěsňování uhlíku a dusíku v interstitickém tuhém roztoku v austenitu. Podle tohoto poznatku je vstup dusíku do tuhého roztoku v austenitu provázen zvětšením hnací síly difuze uhlíku při nezměněném jeho gradientu. Ve své podstatě je jev urychlování difuze uhlíku současnou difusí dusíku shodný s růstem rychlosti difuze pouhého uhlíku s jeho rostoucím koncentrací v austenitu. Podle představy o účincích vzájemného vytěsňování na rychlost difuze je ovšem současnou difusí urychlována nejen difuze uhlíku, ale rovněž difuze dusíku.

4.2.1. Cementování a tepelné zpracování

Nejpoužívanějším postupem chemicko-tepelného zpracování ocelí je nasycování povrchu součástí uhlíkem - cementování. Vytváří se jím na povrchu měkkých ocelí (s obsahem uhlíku asi do 0,3 %) vrstva obohacená uhlíkem do eutektoidní nebo slabě nadeutektoidní koncentrace.

Zakalením nacementované součásti získá se ve vrstvě tetragonální martensit o vysoké tvrdosti. V jádru dojde v závislosti na prokalitelnosti oceli a na velikosti průřezu většinou jen k částečnému zakalení. Martensit, pokud vzniká, má však vzhledem k malému obsahu uhlíku nízkou tvrdost. Proto jádro součástí zůstane měkké a houževnaté.

Cementováním většinou při teplotách 850 až 950 °C se vytváří vrstvy obvykle o tloušťce asi do 2 mm. Definice tloušťky vrstvy není ovšem zcela jednoznačná, neboť obsah uhlíku se mění plynule od povrchu do jádra. Obsah uhlíku ve vrstvě nemá příliš překročit eutektoidní koncentraci. Je totiž nebezpečí, že při pomalém ochlazení z cementační teploty se vyloučí podeutektoidní cementit ve tvaru síťoví po hranicích austenitových zrn. Jeho přítomnost značně zvětšuje křehkost vrstvy. Zvýšení obsahu uhlíku ve vrstvě posouvá teplotu M_f pod teplotu místnosti, takže v každé cementované vrstvě zůstane po zakalení větší množství zbytkového austenitu. U ocelí s větším obsahem manganu nebo niklu se to projevuje (zbytkový austenit) snížením tvrdosti vrstvy po zakalení o 2 až 3° Hrc.

Při cementování může uhlík difundovat do oceli plynné nebo kapalně fáze. Atmosféry pro cementování jsou složité směsi plynů zejména CO , CO_2 , H_2 , N_2 , H_2O a uhlovodíků. Po posouzení cementačního potenciálu cementačních atmosfér slouží rovnovážný diagram systému $\text{C} - \text{CO} - \text{CO}_2 - \text{H}_2 - \text{CH}_4$. (viz obr. 4.2). Podle složení atmosféry lze určit potenciální tlaky jednotlivých složek. Poloha průsečíků souřadnic $\frac{(\text{H}_2)^2}{(\text{CH}_4)}$ a $\frac{(\text{CO})^2}{(\text{CO}_2)}$ určuje chování atmosféry za rovnovážných podmínek při libovolné teplotě. Z diagramu lze podle čáry a - a posoudit rovnováhu atmosféry. Jestliže složení atmosféry leží vpravo od této hranice, vylučuje se z atmosféry volný uhlík ve formě sazí. Vlevo od čáry a - a se naopak volný uhlík zplyňuje. Čára b - c je rovnovážnou hranicí pro

880 až 900°C. Jádro má po zakalení strukturu martensitickou nebo beinitickou, ve větších průřezích se objevuje i ferit a perlit. V cementační vrstvě je hrubý martensit se zbytkovým austenitem. Po druhé se kalí na vrstvu z teploty 780 až 820°C. Tím se dosáhne zjemnění zrna a zmenšení obsahu zbytkového austenitu v cementační vrstvě. Pro součásti, které se při kalení mají co nejméně deformovat, se používá kalení do oleje teplého 160 až 180°C. V některých případech se před vlastní kalení zařazuje ještě mezižhánání. Jde vlastně o normalisaci vrstvy, kterou se má zabránit vyloučení sekundárního cementitu po hranicích zrn.

Zakalená cementovaná vrstva má tvrdost 62 až 65 Hrc a je křehká. Všechny cementované součástky se proto popouštějí asi na 180 až 250°C. Tvrdost sice klesne asi na 58 až 63 Hrc, ale zvýší se houževnatost. Řez cementovaným ozubeným kolem s typickým průběhem vrstvy je na obr. 4.11.

4.2.2 Nitridování a vlastnosti nitridované vrstvy

Nitridování se definuje jako způsob povrchového tvrzení, při němž se za tepla povrch oceli nasycuje uhlíkem za současného vzniku nitridů. Provádí se u ocelí k tomu určených, zpravidla zušlechtěných na vysokou pevnost, za teploty nižší než je teplota popouštění. Tvrdsí vrstvu než vznikne cementováním a zakalením je možno vytvořit nitridováním. Na rozdíl od cementování probíhá nitridování při teplotách podstatně nižších 500 až 600°C, tj. přibližně v oblasti, kde je největší rozpustnost dusíku v železe.

Nitriduje se buď v plynném prostředí nebo v solné lázni. V prvním případě je zdrojem dusíku čpavek, který se ve styku s povrchem součástí při teplotě povrchu disociuje podle rovnice



Část vznikajících atomů dusíku se spojuje opět na molekuly, část difunduje do oceli. Zde tvoří dusík intersticiální tuhý roztok a jemné částice nitridů. Nitridy způsobují zvýšení tvrdosti vrstvy z části vlastní vysokou tvrdostí. Zejména však proto, že při dosažení kritické disperze vytvářejí vysoká tlaková napětí a způsobují vytvrzení. Pro zlepšení vlastností vrstvy se do nitridačních ocelí přidává Al a Cr, které tvoří zvlášť tvrdé nitridy a zmenšují křehkost vrstvy. U těchto ocelí se dosahují tvrdosti až přes 1100 Hv. Tvrdost povrchové vrstvy při nitridování není tedy spojena s tvorbou martensitu. Proto se nitridované součásti nekálí ani jinak dále tepelně nezpracovávají. K zajištění nejvýhodnějších mechanických vlastností nitridované součásti se však před nitridováním součást zušlechťuje. Volí-li se popouštěcí teplota o něco vyšší než teplota nitridační (často asi o 100 °C), nedožívají vlastnosti oceli v jádru nitridováním prakticky změn. Nitridování v plynu trvá obvykle 12 hodin až 3 dny. Během této doby se vytvoří vrstva 0,1 až 0,5 mm. Teplota a doba pochodu ovlivňují hloubku vrstvy.

Vysoká tvrdost nitridované vrstvy je spojena s výbornou odolností proti opotřebení. Kromě toho vysoké tlakové pnutí ve vrstvě zvětšuje odolnost proti únavě, takže se často nitridují i důležité části vystavené v provozu stři-

davému namáhání. Použitím vyšší teploty (kolem 650°C) se vytvářejí za poměrně krátkou dobu tlustší vrstvy, které mají nižší tvrdost a jsou křehčí. Mají však zvýšenou odolnost proti korozi. Proto se tohoto pochodu někdy používá jako antikorosivního nitridování. Možnost povrchového tvrzení ozubených kol nitridováním bez deformací byla pro automobilový průmysl velmi lákavá. Moderní způsoby výroby ozubených kol umožňují u nitridovaných soukolí přesný záběr a zabráňují místním vysokým tlakům, jež bývaly příčinou zničení nitridovaných kol. Dnes víme, že u kalených a cementovaných kol dochází k porušení zubů vznikem pittingů, které jsou způsobeny únavou povrchu při velkém zatížení a trhacím účinkem vytlačovaného mazadla. Právě nitridovaná vrstva je schopna vzdorovat tomuto jevu.

Řez nitridovaným ozubeným kolem s typickým průběhem vrstvy znázorňuje obr. 4.12.

4.2.3. Karbonitridování a vlastnosti povrchové vrstvy

Vytváříme-li vrstvu obohacenou uhlíkem a dusíkem při nižších teplotách (mezi 590 - 650°C) vzniká vrstva karbonitridů, která zvyšuje odolnost součástí proti opotřebení, zadření i únavě. V letech 1962 - 1964 byly B. Přenosilem vypracovány základní principy nového pochodu chemicko-tepelného zpracování tzv. nízkoteplotního karbonitridování v plynné atmosféře /2/.

Tento nový pochod chemicko-tepelného zpracování se podařilo dokonce předstihnout v tom, že při vhodných teplotách ležících pod teplotami popuštění zušlechťovaných ocelí se při nízkoteplotním karbonitridování v plynné atmosféře dosáhlo větší tloušťky vrstev v porovnání s nejdokonelejší variantou měkkého nitridování.

Podmínky karbonitridace pro studii vrstev na konstrukčních ocelích a na litině byly stanoveny na základě výsledků práce B. Přenosila v jejímž rámci byly vypracovány optimální varianty technologie karbonitridování /2/.

Pokusné použité materiály jsou uvedeny v /2/.

4.2.3.1 Studie karbonitridovaných vrstev na konstrukčních ocelích a na litině

Pro studii byly z uhlíkatých ocelí vybrány materiály 12 010 a 12 060, z legovaných ocelí maganová ocel 14 240, chrommanganová ocel 14 140 a chromomanganovanadová ocel 15 241. Jako další konstrukční materiál byla sledována perlitická litina. Kromě uvedených materiálů byly do programu zařazena technicky čistá železa a v omezeném rozsahu ještě nelegovaná ocel s vysokým obsahem uhlíku 19 221 a ocel s přísadou křemíku 13 251 /2/.

Karbonitridace byla provedena v n.p. LIAZ Rýnovice v peci Monocarb 20/8 s muflemi pokrytými žárupevným smaltem ŽP 4767. /2/.

Shrňme nejprve poznatky o struktuře vrstev karbonitridu. Zde je účelné vyjít z technicky čistého železa (12 013), u něhož je v podstatě eliminován vliv přísadových prvků. U tohoto materiálu je charakteristickým strukturním jevem relativně sporadická tvorba mikropórů v povrchových oblastech

Vidíme, že četnost a hloubka výskytu mikropórů je markantně menší než u vrstev s kyanid-kyanatanových lázní. Příčina této difERENCE je zřejmě ztížená nukleace mikropórů u vrstev z plynné atmosféry.

Mikropóry vznikají jako důsledek vylučování molekulárního dusíku na jádrech s dislokací z atomárního dusíku v mřížce karbonitridů. Přednukleacním stadiem mikropórů je existence kondensovaných atmosfér atomárního dusíku na jádrech dislokací. V případě vrstev z plynné atmosféry je však dusík oblastí jader dislokací vytěsňován vodíkem. Toto vytěsňování má pak u vrstev z plynné atmosféry za následek podstatné omezení tvorby mikropórů /2/.

U všech ostatních studovaných materiálů se jako charakteristický strukturní jev ukázala vnitřní oxidace. Vnitřní oxidace je obecně podmíněna tím, že základní hmota obsahuje prvky s vysokou aktivitou ke kyslíku. Tuto podmínku splňují u ocelí a litiny křemík a mangan a u ocelí s chromem rovněž chrom. Jako obecný jev byl zjištěn vzrůst relativní hloubky průniku vnitřní oxidace s dobou pochodu. Existence zmíněného jevu je symptomem toho, že průnik vnitřní oxidace zřejmě není řízen difusí kyslíku, ale rychlostí nukleace dispersních oxidických částic. Pokud jde o vliv přísadových prvků ukázalo se, že intenzita a zejména průnik vnitřní oxidace se zvětšuje obsahem uhlíku, resp. karbidické fáze v základní hmotě. K legovaným materiálům třeba poznamenat, že průnik vnitřní oxidace je u ocelí 14 240 a 15 241 menší a u ocelí 14 140 přibližně stejný jako u ocelí 12 060. Překvapivé je, že relativně vysoký obsah křemíku se u litiny jakož i u ocelí 13 251 neprojevil enormním avšak poměrně menším rozvojem vnitřní oxidace.

Z měření mikrotvrdosti vyplynulo, že vnitřní oxidace výrazně snižuje tvrdost povrchových oblastí vrstvy karbonitridu ϵ . Současné závěry zkoušek na stroji SVUM lze shrnout konstatováním, že vnější oblasti karbonitridů s rozvinutou vnitřní oxidací mají - i přes svou sníženou tvrdost - velmi vysokou odolnost proti zadírání při suchém tření. V tomto chování lze spatřovat příznivé specifické kluzné vlastnosti částic vzniklých vnitřní oxidací. V podmínkách zkoušek při nichž se^{ve} karbonitridované dvojice téměř okamžitě zadřely, se ukázalo jednoznačně, že střední rychlost

opotřebení vnějších oblastí karbonitridů s vnitřní oxidací se zákonitě neodlišuje a není zákonitě větší než rychlost opotřebení vnitřních oblastí čistého karbidu ϵ . Vzhledem k relativně nízkému stupni spolehlivosti současných metod laboratorních zkoušek opotřebení bude nesporně žádoucí ověřit platnost tohoto závěru ještě na podkladě zkušeností z exploatačních zkoušek přímo na součástech zejména na ozubených kolech. Přesto usuzujeme, že získané údaje prokazují, že vnitřní oxidací se zásadně nezhoršuje praktická kvalita karbonitridovaných vrstev.

U všech studovaných ocelí i u litiny se projevuje stejná obecná zákonitost: že totiž závislost tloušťky vrstev na době je přibližně lineární. Jak B. Přenosil zdůraznil už v /2/ je výsledná lineární závislost důsledkem superposice dvou difusních dějů, jednak difusního růstu samotného karbidu ϵ a jednak odčerpávání uhlíku a dusíku z vnitřního rozhraní karbonitridů do uhlíku-dusíkového austenitu a dalšího úniku dusíku z vnitřního rozhraní austenitické oblasti difusí ve feritu základní hmoty. Kdyby vrstva karbonitridů vznikala jednoduchým difusním mechanismem a nikoliv jako superposice výše zmíněných mechanismů, musela by nevyhnutelně platit klasická parabolická závislost, vyplývající přímo z Fickových rovnic pro difusi. U normalizované i zušlechťené oceli 12 060 se projevuje u vrstev z delších časů zřejmě zvýšení rychlosti jejich růstu /2/. Ukazuje se tedy jednoznačně, že zvyšování obsahu uhlíku v základním materiálu ovlivňuje růst vrstev karbonitridů ϵ v příznivém smyslu. Při výkladu této skutečnosti je ovšem vhodnější hovořit o příznivém účinku vzrůstajících podílů cementitu v základní hmotě. V práci /17/ B. Přenosil uvedl výsledky, které prokazují, že cementit, resp. karbonitrid isomorfní s cementitem je za vyšších termodynamických aktivit dusíku nestabilní a přeměňuje se v karbonitrid ϵ . Přítomnost karbidické fáze zprostředkuje tímto způsobem urychlení postupu fronty vnitřního-rozhraní vrstvy karbonitridu ϵ .

K problematice struktury náleží výsledky mikrorentgenografického studia strukturních složek. Ve vrstvách nasycených při 620°C v atmosféře 70 % čpavku, 30 % propanu při 50 % disociaci byla u technicky čistého železa u všech studovaných ocelí a rovněž u litiny zjištěna v povrchových

oblastech karbonitridu ϵ přítomnost karbonitridu isomorfního s cementitem jako vedlejší strukturní složky. V oblastech zasažených vnitřní oxidací byla identifikována existence kysličníku Fe_3O_4 .

4.2.3.2 Rozložení uhlíku, dusíku a kyslíku ve vrstvách karbonitridu

U všech sledovaných materiálů s výjimkou litiny se na křivce rozložení uhlíku ukazuje v bezprostřední blízkosti povrchu náhlý vzrůst a na křivce rozložení dusíku naopak stejně náhlý pokles. Tento úkaz souvisí zřejmě s tvorbou karbonitridů isomorfního s cementitem v povrchových oblastech vrstvy karbonitridu ϵ . U oceli 12 060 jsou maximální obsahy uhlíku a dusíku karbonitridu ϵ o něco vyšší a dosahují u uhlíku i u dusíku kolem 5,5 %. Velmi podstatný rozdíl byl zjištěn u litiny, kde maximální oblast uhlíku v karbonitridu ϵ přesahuje 11 %, obsah dusíku je však pouze kolem 2 %. U litiny tedy zřejmě došlo k opačné termodynamické interakci, tj. k výraznému vytěsňování dusíku uhlíkem.

U technicky čistého železa (12 013) dosahuje obsah kyslíku v povrchových oblastech vrstvy karbonitridu ϵ asi 1,7 % a směrem k vnitřnímu rozhraní vrstvy pozvolna a plynule klesá. Protože v povrchových oblastech vrstvy na technicky čistém železe byly zjištěny jen stopy vnitřní oxidace. Je zřejmé, že prakticky všechen kyslík je zde rozpuštěn v mřížce karbonitridu ϵ , kde obsazuje spolu s uhlíkem a dusíkem interstitické polohy. U všech studovaných materiálů se ukázal zásadní rozdíl charakterizovaný tím, že v oblastech zasažených vnitřní oxidací se vytvořil v porovnání s technicky čistým železem podstatně vyšší obsah kyslíku. Na rozhraní oblastí s vnitřní oxidací se pak obsah kyslíku u všech materiálů náhle snížil na hodnotu blízkou množství nalezeného na povrchu vrstvy u technicky čistého železa.

Lze předpokládat, že rozpustnost kyslíku v karbonitridu ϵ by u studovaných ocelí a litiny byla podstatně odlišná než u technicky čistého železa. Zvýšené obsahy kyslíku v oblastech s vnitřní oxidací je proto třeba přizpůsobit v podstatě tomuto jevu.

K dalšímu ověření zmíněného závěru B. Přenosil stanovil rozložení kyslíku ve vrstvách u materiálů 12 010 a 12 060 karbonitridovaných po dobu 2, 4 a 8 hodin. Z výsledků těchto analýz /2/ - jasně vyplývá, že rostoucí relativní průnik vnitřní oxidace s prodlužující se dobou pochodu se na křivkách rozložení kyslíku jasně projevuje větší hloubkou oblastí s vysokým obsahem kyslíku.

4.2.3.3 Průnik dusíku ve feritu základní hmoty pod karbonitridovanou vrstvou

Difuze dusíku v základní hmotě pod vrstvou karbonitridu byla studována u vrstev karbonitridovaných po dobu 4 hodiny. U technicky čistého železa je průnik dusíku možno charakterizovat tím, že jeho maximální obsah v sousedství s vnitřním rozhranním uhlíko-dusíkového austenitu činí asi 0,14 % a jeho průnik je větší než 1 mm. Podle rovnovážného diagramu soustavy Fe - N je obsah dusíku v nasyceném feritu při teplotě 620 °C asi 0,95 %. Zjištěná diference je v první řadě výsledkem toho, že ve feritické oblasti se v blízkosti vnitřního rozhraní dusíko-uhlíkového austenitu tvoří na hranicích feritických zrn nitridická síťka. Z části však souvisí beze sporu s tvorbou submikroskopických precipitátů nitridu ϵ Fe₄N. Zvýšením maximálního obsahu dusíku (oproti 12 013) souvisí zde podle metalografického pozorování patrně s větším sklonem k vytváření nitridických obálek zrn feritu, zmenšený průnik dusíku je pak pravděpodobně důsledkem toho, že perlitické oblasti účinkují v tomto případě jako prostorová zábrana difusního toku dusíku. U oceli 12 060 se maximální obsah dusíku v základní hmotě dále zvyšuje na 0,3 % při současném dalším zmenšení jeho průniku. V základní hmotě oceli 12 060 nebyly nalezeny nitridické obálky zrn feritu. Maximální obsah dusíku, který značně přesahuje mez jeho rozpustnosti ve feritu zde musí souviset se vstupem dusíku do cementitu. Protože však rozpustnost dusíku v karbonitridu isomorfním s cementitem je příliš malá než aby vysvětlovala celou zjištěnou diferenci, je nutno předpokládat transformaci části cementitu v karbonitrid ϵ /2/.

U materiálu 14 240 se maximální obsah dusíku pod kar-

bonitridovanou vrstvou blíží 0,8 % a jeho průnik je přitom poměrně značný kolem 0,8 mm. Vysoký maximální obsah dusíku zde nelze vysvětlit jinak než jeho slučováním s manganem. Termodynamické podmínky tohoto slučování jsou dány vyšší volnou entalpií reakce mezi manganem a dusíkem ve srovnání s železem. Analogický jev principu byl zjištěn u oceli s přísadou chromu 14 140 a 15 241. Maximální obsah dusíku v základní hmotě oceli 14 140 se pohyboval kolem 1 % a u oceli 15 241 kolem 1,3 %. U zmíněných materiálů jde bezesporu o vazbu dusíku s chromem v dispersních částicích nitridu CrN.

4.2.3.4 Rozložení tvrdosti v oblasti průniku dusíku do základního materiálu

Měření tvrdosti v oblasti průniku dusíku do základního materiálu bylo provedeno rovněž na vrstvách ze čtvrté hodiny pochodu. Výsledky měření jsou na obrázcích /2/. Je vidět, že u technicky čistého železa a u oceli 12 010 je zvýšení tvrdosti pod oblastí karbonitridu ϵ relativně malé. Oblast zvýšené tvrdosti zasahuje však do značné hloubky kolem 1 mm.

U oceli 12 060 byla změřena značně větší deformace. Tvrdost těsně pod oblastí karbonitridu zde dosahuje hodnot kolem 400 Hv, klesá však strměji, takže zóna zvýšené tvrdosti činí jen asi 0,6 mm. U litiny se tvrdost pod vrstvou karbonitridů pohybuje kolem 350 Hv a zóna zvýšené tvrdosti zasahuje do hloubky kolem 0,25 mm.

Příčinu zvýšené tvrdosti v oblasti průniku dusíku do jádra lze u materiálu 12 013, 12 010, 12 060 a u litiny hledat ve vlivu vysoce dispersních submikroskopických částic přechodného nitridu α'' , které se vylučují v průběhu stárnutí za normální teploty. Vysoce dispersní částice nitridu α'' zvyšují tvrdost v důsledku toho, že ztěžují plastickou deformaci feritu; jejich efekt však zřejmě není nezávislý na obsahu uhlíku, resp. na podílu rozložení karbidické fáze v základní hmotě. Klesající hloubka zóny zvýšené tvrdosti se zvětšujícím se obsahem uhlíku zřejmě odráží a koresponduje s klesajícím průnikem dusíku.

U ocelí s přísadou chromu je tvrdost pod vrstvou

karbonitridu v porovnání s nelegovanými materiály zřetelně vyšší. U oceli 14 140 byly zjištěny hodnoty kolem 500 Hv a u oceli 15 241 s vyšší přísadou chromu kolem 550 Hv. Příčina vyšší tvrdosti u materiálu s přísadou chromu bezesporu je superposice vytvrzovacího efektu částic nitridu α'' a vytvrzovacího efektu dispersních částic nitridu Cr_3N . Vytvrzovací efekt částic nitridu Cr_3N , které se vytvořily při teplotě karbonitridace je ovšem značně slabší než teplotní oblasti nitridace chromových ocelí v níž se dosahuje optimální dispersnosti nitridu Cr_3N z hlediska brzdění pohybu dislokací.

U oceli 14 240 legované pouze manganem nastává v oblasti průniku dusíku do jádra zvýšení tvrdosti na hodnoty kolem 400 Hv. Je možné, že na této tvrdosti se do jisté míry podílí precipitace dispersních částic nitridu γ' za teploty karbonitridace, která je indikována vstupem manganu do tohoto nitridu. Mangan totiž vytváří nitrid o přibližném složení Mn_3N_2 , který je isomorfní s nitridem γ' . Vznik směsného nitridu se proto může uskutečnit rozpouštěním manganu v nitridu γ' , který se tím stává termodynamicky stabilnější a schopný zachovat vyšší stupeň dispersnosti.

Pro oceli 12 060, 14 240, 14 140 a 15 241 platí obecně, že maximum tvrdosti pod vrstvou karbonitridu se v případě zušlechtěné základní hmoty a v případě normalizované základní hmoty zákonitě neliší.

5. Výsledky běhových zkoušek povrchově tvrzených ozubených kol

5.1 Zkušební zařízení

Zkoušky byly prováděny na speciálních strojích s tzv. uzavřeným okruhem.

1. Na stroji SVÚM, viz obr. 5.1.

Zkoušená kola jsou namontována do skříně označené B a jsou zatížena kreuticím momentem, který se vyvedí v okruhu za klidu stroje na kreucení terzní tyče C. Při nakrúcování tyče C je jedna ze spojek zablokována a druhá uvolněna. Po předejmutí tyče se rozpejená spojka opět spojí a zablokovaná uvolní. Skříně A je stálá převodovka opatřená spojkou pro připojení elektromotoru M, kryjícího svým výkonem jen ztráty okruhu. Velikost kreuticího momentu se kontroluje pomocí tenzometrických snímačů podle cejchovních diagramů stanovených předem.

2. Na testerech katedry částí strojů, viz obr. 5.2a, 5.2b.

Zkoušená kola v obou testerech jsou zatěžována kreuticím momentem, který se vyvedí za chodu stroje osovým posunutím jedné ze pasterků se šikmými zuby. Potřebná, osová síla se vyvedí hydraulickým válcem. Motor zde opět kryje jen ztráty vzniklé v okruhu.

5.2 Mazání zkoušených ozubených kol

Pro mazání na stroji SVÚM je používán trvanlivý olej K 12

s viskozitou 114 cst při 50 °C. Kola jsou mazána estřikem mimo záběrovou oblast.

Pro mazání kol v testerech KST je používán olej M6AD s viskozitou 75 cst. při 50 °C. Maže se estřikem zubů v záběrové oblasti.

5.3 Způsob zkušební ozubených kol

Zkušební soukolí bylo před plným zatížením zabíháno při snížené čtvrtinové zátěži. Záběh zubů byl ukončen po dosažení nesnosti zubních beků alespoň na 70 % činné plochy. Stav činné plochy po zaběhnutí a v průběhu vlastní zkoušky byl dokumentován snímkováním. Běhová zkouška byla ukončena, desťouřila-li velikost poškození jednotlivých zubů asi 30 % činné plochy. Nedošlo-li k porušení činné plochy zubů, byla zkouška ukončena při $2 \cdot 10^7$ až 10^8 cyklech.

5.4 Zkušební kola

5.4.1 Tvar a rozměry zkušebních ozubených kol

Tvar a rozměry zkušebních kol v SVÚM jsou patrné z obr. 5.3 a tab. 5.1. I

Tvar a rozměry zkušebních kol na KST: nízkoteplotně karbenitridevaná a cementovaná, viz obr. 5.4a a tab. 5.2a

5.4.2 Materiál a chemickoteplotné zpracování

Chemické složení materiálu je patrne z tab. 5.3.

Nízketepelná karbenitridace v plynu se uskutečnila v závedě Liaz Jablonec n.N. v peci Menocarb. Vlastní karbenitridace se uskutečnila ve směsné atmosféře 70 % čpavku a 30 % propanu. Proces karbenitridace probíhal při teplotě 620°C při disociaci 50 % po dobu 4 hodin. Ozubení kel bylo frézováno a pak broušeno. Broušení bylo zveleno přes to, že v konečné fázi zavedení tohoto zpracování se počítá se ševingováním. Pro výrobu karbenitridevaných kel byly použity materiály:

12 020, 12 060, 14 140.

Po dokončení karbenitridace chladla část kel na vzduchu - "pomalé ochlazení", druhá část byla chlazená v olejové lázni - "rychlé ochlazení". Podle měření byla při chladnutí na vzduchu počáteční rychlost ochlazení u nestarků i kel zhruba 3 °C/sec, při ochlazení v oleji pak asi 130°C/sec. Způsob chladnutí ovlivňuje obsah volného dusíku v matici. Při plastické deformaci, ke které dochází v důsledku opakovaného kontaktního namáhání, precipitují pak z matrice přesycené dusíkem velice jemné nitridy, které zvyšují mez kluzu namáhaných oblastí a brzdí vznik únavových trhlin.

Pro výrobu nitridevaných kel se používaly oceli:

12 060, 15 330, 15 230, 14 340 a 14 223.

Pasterky byly vyrobeny přímo z tyčového materiálu o průměru

120 nebo 160 mm a kola z výkavků. Ozubení bylo frézováno a ševingováno. Nitridace v plynu se uskutečnila v částečně disociovaném čpavku při teplotě 490 - 510 °C, disociaci 20 - 25 % čpavku a době 33 - 84 hod.

Pro výrobu cementovaných kol byly použity oceli:
14 220, 14 223.

Cementace v propanu probíhá při teplotě 930 °C. Kola byla kalena při teplotě 820 - 830 °C v oleji a popuštěna při teplotě 180 °C po dobu dvou hodin. Po chemicko-tepelném zpracování byla broušena.

Teplné a chemicko-tepelné zpracování zkušenných kol spolu s mechanickými vlastnostmi ukazuje tabulka 5.4 a, b.

5.4.3 Přesnost zkušenných ozubených kol

Závěrečné přeměření zkušenných kol po chemicko-tepelném zpracování ukázalo, že u většiny z nich došlo ke zhoršení přesnosti ozubení o jednu až dvě třídy. Výsledná přesnost zkušenných kol pak odpovídala šesté, sedmé nebo i osmé třídě přesnosti. Z hlediska kontaktního perušování jsou ovšem důležitě zejména hodnoty úchylek evolventy ΔE . V tomto směru dosahuje podstatná část pasterek i kol páté - sedmé třídy přesnosti. Z těchto důvodů lze pokládat přesnost kol za ještě vyhovující dle ČSN 01 4682.

Klidný chod, bezhlučnost a přijatelná míra opotřebení závisí, neuvažujeme-li mechanické vlastnosti materiálu, na přesnosti výroby kol. Z velké řady nepřesností, kterých je možné se depustit při výrobě ozubených kol, mají na jejich

pracovní funkci největší vliv:

- a) osevedové (radiální) házení, tj. nesevesost geometrické osy ozubení a osy otáčení kola,
- b) úchylka rozměrů přes zuby, např. úchylka tloušťky zubů na konstantní výšce,
- c) úchyly od teoretické hodnoty záběrové rezteče,
- d) úchyly profilu boku zubů (evolventy),
- e) úchyly sklonu zubů.

Kontrola radiálního házení hlavového průměru je důležitá ve všech případech, kdy se kolo při obrábění díry upíná na hlavovém válci. Uvolené úchyly radiálního házení proti ose otáčení ΔH_a jsou v tab. . Radiální a čelní házení měříme číselníkovým úchytkoměrem.

U osevedové házení ozubení kontrolujeme stejným způsobem s tím rozdílem, že dotyk číselníkového úchytkoměru má kuličku příslušné velikosti.

Tloušťka zubů, na níž závisí při jinak správné osevé vzdálenosti obou kol záběrová vůle v zubech se měří podle ČSN 01 4678 v místech průsečíku záběrové přímky (tečny k základní kružnici) procházející průsečíkem osy profilu zubu s reztečnou kružnicí. Tuto konstantní tloušťku S_K měříme zvláštním posuvným měřítkem se dvěma posuvnými čelistmi a se dvěma stupnicemi. Výšku h_K , tzv. konstantní výšku, na kterou před měřením nastavíme svisle posuvnou čelist, zjistíme pro daný modul buď výpočtem podle rovnice (5.1), nebo ji vyhledáme v tab. ČSN 01 4678.

$$h_K = m \left(1 - \frac{\pi}{4} \sin \alpha \cdot \cos \alpha \pm x \cdot \cos \alpha \right) \quad (5.1)$$

jmenovitou hodnotu konstantní tloušťky S_k buď vypočítáme podle rovnice (5.2) nebo zjistíme z tab. ČSN 01 4678.

$$S_k = m \cdot \cos \alpha \left(\frac{\pi}{2} \pm 2x \cdot \operatorname{tg} \alpha \right) \quad (5.2)$$

kde x . . . jednotkové posunutí základního profilu

Velikost bední vůle záběru dvou kol lze zkontrolovat tzv. měření "přes zuby". Jmenovitý rozměr přes zuby M je vzdálenost dvou rovnoběžných tečen ke dvěma sousedním nebo více vzdáleným zubům. Normála těchto tečen je tečnou k základní kružnici. Hodnota rozměru M pro kola s určitým modulem, počtem zubů a úhlem záběrové přímky se zjistí z tab. ČSN 01 4675. Počet zubů z' , přes něž měříme, se určí buď zkusmo tak, aby se neměřilo v blízkosti hlavevé kružnice nebo se vypočte z rovnice (5.3).

$$z' = \frac{\alpha}{180} z + 0,5 \quad (5.3)$$

kde α . . . úhel záběru

z . . . počet zubů kola

Čelní kola se šikmými zuby se měří "přes zuby" v rovině kolmé na sklen zubu na základním válci. Měřit lze za předpokladu, že šířka kola b je větší $M \sin \alpha$. Na klidný a správný chod ozubeného soukolí má značný vliv dodržení pravidelnosti a stejné hodnoty základní rozteče t_z všech zubů ozubeného kola. Již menší odchylky zubové rozteče od jmenovité rozteče způsobují narázový záběr kola, hluchý chod a nadměrné opotřebení. Při měření základní rozteče se v naměřené úchylnce projeví zároveň i úchylna boku zubu (evolventy). Proto měření úchylek základní rozteče má vý-

znam jen tehdy, jsou-li úchytky evolventy nepatrné. K měření používáme speciálních měřidel se třemi měřicími detekty, které realizují tři průsečíky tečny s boky zubů. Správná vzdálenost deteků se nastavuje podle speciálních měřek. Devležené úchytky základní rozteče $\Delta\epsilon$ jsou v tabulce. Přesnost profilu boku zubu má na klidný chod ozubeného soukolí stejný vliv jako přesnost rozteče. Větší úchytky profilu boku zubu od ideální evolventy má vliv na všechny ostatní parametry, kterými kontrolujeme přesnost ozubeného kola. Přesnost evolventy je proto třeba kontrolovat před měřením ostatních parametrů. Správnost evolventy boku zubu hodnotíme podle velikosti úchytky evolventy $\Delta\epsilon$. Měříme ji speciálními přístroji založenými na principu odvalování přímky po základní kružnici.

5.5 Výsledky běhových zkoušek

Hlavní výsledky běhových zkoušek jsou shrnuty v tab. 5.5.

K významu některých hodnot v tab. 5.5 je třeba poznamenat:

a) Hertzův tlak je:

$$P_H = \sqrt{0,35 \cdot P_0 \cdot \frac{E}{2b} \cdot \frac{p_1 + p_2}{p_1 p_2}} \quad [\text{kp/mm}^2]$$

Pro ozubená kola zkoušená v SVŮM

$$P_H = 5,138 \cdot \sqrt{P_0} \quad [\text{kp/mm}^2]$$

Pro ozubená kola zkušena na KST - VŠST

šikmá

$$P_H = 2,3246 \cdot \sqrt{P_n} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

nebo

$$P_H = 2,6063 \cdot \sqrt{P_o} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

přímá

$$P_H = 5,672 \cdot \sqrt{P_o} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

b) Hlubinné namětí je:

$$\tilde{\sigma}_{Ht} = 0,56 \cdot P_H \cdot \sqrt[3]{k} \cdot (1 + 1,6 \cdot f^2) \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

je-li

$$f = 0,07$$

$$k = 1$$

pak je

$$\tilde{\sigma}_{HL} = 0,5644 \cdot P_H \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

Pro ozubená kola zkušena v SVÚM

$$\tilde{\sigma}_{HL} = 2,9 \cdot \sqrt{P_o} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

Pro ozubená kola zkušena na KST - VŠST

šikmá

$$\tilde{\sigma}_{HL} = 1,312 \cdot \sqrt{P_o} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

nebo

$$\tilde{\sigma}_{HL} = 1,47 \cdot \sqrt{P_o} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

přímá

$$\tilde{\sigma}_{HL} = 2,82 \cdot \sqrt{P_o} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

c) Mezní napětí

$$\tilde{\sigma}_{\alpha d} = \frac{2 \cdot \tilde{\sigma}_{cd}}{1 - (1 - \eta_{\alpha}) \cdot \frac{\tilde{\sigma}_{kj}}{\tilde{\sigma}_{pj}} \cdot \eta_{\alpha}} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

$$\tilde{\sigma}_{cd} = (1 - \eta_{\alpha}) \cdot \tilde{\sigma}_{kj} + 0,13 \cdot (\tilde{\sigma}_{pp} - \tilde{\sigma}_{pj}) \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

$$\eta_{\alpha} = \left(\frac{\tilde{\sigma}_{kj}}{\tilde{\sigma}_{pj}} \right)^2 \cdot \frac{2(1 + \nu)}{3} \quad / \text{kp/mm}^2 /$$

Dříve, než přistoupíme k rozboru dosažených výsledků, připomeneme charakteristické části tvrzených vrstev ezubených kel. Charakteristické části karbenitridační vrstvy jsou patrné z obr. 5.5. Jsou zde dvě důležité oblasti: povrchová vrstva karbenitridu o tloušťce dosahující běžných vrstev řádem několik desítek μm , s vysokým obsahem dusíku a uhlíku a pak poměrně silná (až 1 mm) oblast průniku dusíku a uhlíku do základní matrice. V obr. 5.6 je znázorněna struktura a průběh tvrdesti karbenitridevané vrstvy ezubených kel zkušných na KST. Karbenitridevanou vrstvu vyhodnotil útvar podnikové metalurgie n.p. Liaz. Tloušťka vrstvy byla měřena na metalografickém výbrusu na mikroskopu Neephot při zvětšení 450x. Tvrdest karbenitridevané vrstvy byla měřena na metalografickém výbrusu přístrojem PMT 3 při zatížení 100 g.

V obr. 5.7 je znázorněna struktura a průběh tvrdesti nitridační vrstvy ezubených kel zkušných na KST.

V obr. 5.8 je znázorněna struktura a průběh tvrdesti cementační vrstvy ezubených kel zkušných na KST.

Tloušťka vrstvy byla měřena na metalografickém výbrusu na mikroskopu Neephet při zvětšení 800x. Tvrdost nitridační a cementační vrstvy byla měřena na metalografickém výbrusu na přístroji PMT 3 při zatížení 100 g. Měření provedla katedra materiálu a tváření VŠST. V obr. 5.9 je znázorněna struktura karbenitridační vrstvy ozubených kel zkoušených ve SVÚM. Ve vrstvě karbenitridu se při pevrchu obvykle vytváří pásmo s vyšším podílem pérů zasažené navíc vnitřní oxydací. Tete pevrchové pásmo má nižší tvrdest. Ped tímto pásmem pak bývá kompaktní vrstva karbenitridů s vyseku tvrdestí (nad 1000 HM 30) . Přeched mezi vrstvičku karbenitridu a vrstvou průniku dusíku a uhlíku v matrici tveří úzký lem dusíkeuhlíkového austenitu, časte s výraznými jehlicemi nitridů. Očekává se, že při kontaktním namáhání ozubených kel se příznivě uplatní jak vrstva karbenitridů s vyseku tvrdestí, tak také poměrně silná vrstva průniku dusíku z již dříve uvedených důvedů precipitace jemných nitridů při vzniku plastické deformace. Přehled sležení karbenitridevaných vrstev u jednotlivých skupin kel získaný metalografickým rezberem na větším počtu zubů kel je v tab. 5.6. V tabuke ge také uveden maximální obsah dusíku v pevrchové vrstvičke a hleubka průniku dusíku, jak byly stanoveny chemickými mikrerezbery na vzercích přiležených k jednotlivým sériím kel. Jak je vidět z tab. 5.5 jsou výsledky zkeušek na strojích KST - VŠST velmi nízké. Hertzův tlak ve styku zubů $p_H = (39 - 47) \text{ kp/mm}^2$ (pre karbenitridevaná ozubená kela a cementovaná ozubená kela) a $p_H = (80 - 110) \text{ kp/mm}^2$ (pre nitridevaná ozubená kela) edpovídá přenášenému výkonu meteru M 630 a M 634 při běhovách zkeuškách. Jedná se o velice nízké zařížení edpovídající

zhrubá mezi únosností měkkých a zušlechtěných ozubených kol. při běhových zkuškách asi do 10^8 cyklů došlo v některých případech i při tomto nízkém zatížení ke vzniku mapevitého zdrsnění boků zubů, které zřejmě ukazuje na první stadium kontaktního nerušování karbenitridační vrstvy. Vznik pittingu na bocích zubů byl velmi nepatrný.

Mapovitý povrch sestává z plešek lesklých, kde docházelo k záběru a z plešek tmavých, jež tvoří prohlubně s velmi hrubým povrchem. Tato tmavá místa jsou pravděpodobně způsobena unavou materiálu a vznikladestupným odlupováním menších částíček zpevněné vrstvy, jak je patrné z obr. 5.10. Na kolech, jak ukazují snímky obr. 5.11 a obr. 5.12, došlo k odloupení větší plešky pravděpodobně najednou. Podklad tohoto odloupení je poměrně hladký a má stejný vzhled jako poškození způsobená mechanicky, která jsou na nečinných bocích několika zubů. Z běhových zkušek na stroji KST plyne, že pro podmínky zatížení rozvedových kol je nejvhodnější karbenitridační způsob, který dává průběh tvrdosti s určitou předlevou v oblasti největší tvrdosti, přičemž by tato předleva dosahovala hloubky 30 - 45 μm . Tato kola bude nutno převádět jako karbenitridevaná, jejichž tvrdost povrchu vyhoví rozsahu $\text{HM } 0,1 = 650 - 750$. Protože průměrný převozní výkon přenášený rozvedovými koly 16,4 k působí průměrné redukované hlubinné napětí v hloubce 33 μm pod povrchem a dosahuje hodnoty 21 kp/mm^2 . Pro největší převozní výkon přenášený rozvedovými koly 30 k působí největší redukované hlubinné napětí v hloubce 40 μm pod povrchem a dosahuje hodnoty 26 kp/mm^2 . Vypočtená požadovaná životnost kol je $5,4 \cdot 10^8$ cyklů, přičemž zkoušená kola vykonala na testeru A $6,12 \cdot 10^8$ cyklů a na

testeru B $4,9 \cdot 10^8$ cyklů. Ozubená kola z materiálů 12 020.1 s průběhem tvrdosti podle obrázku 5.6a nejlépe vyhovovala pro dané podmínky zatížení.

Výsledky běhových zkoušek na stroji SVÚM jsou v tab. 5.5. Ze zkoušek vyplynul poznatek, že u nitridevaných kol rezhedovala o životnosti ve všech případech kontaktní únavová pevnost zubních beků. Z míst kontaktního porušení mimo patní oblast pak vycházel vlastní únavový lom zubů. Je zde rozdíl proti kolům cementovaným, kde kritickou byla únavová pevnost v ohybu a také proti kolům zušlechtěným, kde životnost kola byla vymezena úplným kontaktním porušením beků zubů.

Nitridevaná kola z nitridační oceli 15 330 (Cr, Mo, V) i z uspernější oceli 15 230 (Cr - V) mají překvapivě velkou únosnost, která 4,4 - 4,6x větší než únosnost ze zušlechtěných kol a stejná jako u cementovaných kol. Mezní Hertzův tlak ve valivém bodě je v tomto případě $p_H = 146 - 150 \text{ kp/mm}^2$. Až na jednotlivá hlubší poškození, která rozsahem odpovídají zvoleným kritériím byly po tomto dlouhodobém namáhání zjištěny na becích zubů pouze místní povrchové zdrsňení. Ze získaných výsledků vyplývá, že volba nitridační oceli 15 330 a 15 230 je pro nitridevaná kola správná. První únavové kontaktní trhliny vznikaly podle metalografického šetření z povrchu. Přesto, že tloušťka nitridační vrstvy je malá, nebyl zjištěn případ vzniku kontaktního únavového porušení v jádře pod vrstvou. Při perušování lze pozorovat tyto etapy: po dlouhodobém vysekém kontaktním namáhání ($p_H = 110 \text{ kp/mm}^2$) dochází na becích ke vzniku zdrsňení. Souvisí to s perušováním a odlupováním povrchové vrstvičky (nitrid Fe_2N - tzv. bílá vrstvička) o tloušťce 10 - 15 μm .

V perevnání s původní drsností povrchu $R_a = 0,3 - 0,4 \mu m$ se v těchto místech drsnost zvýšila na $R_a = 0,7 - 1 \mu m$. Pokud při vysokém namáhání vzniká hlubší kontaktní perušování beků, vyhází většinou z míst, kde již v předchozí etapě došlo k odlupování vrstvičky ϵ . Prekázalo se tak, že vrstvička nemá nepříznivý vliv na kontaktní únavové vlastnosti vrstvy, jak se obvykle předpokládá. Z míst hlubokého kontaktního perušení pak ne dlouhodobém běhu docházelo k rozvoji únavového lomu zubu.

Z výsledků zkoušek nitridevaných ozubených kol v tab. 5.5 vidíme, že zvětšení tloušťky nitridační vrstvy z $0,45 \text{ mm}$ na $0,65 \text{ mm}$ nevedlo ke zvýšení kontaktní únosnosti. To souhlasí s dříve uvedeným rozberem kontaktního namáhání, podle kterého pro ozubená kola s modulem $m = 4$ zcela nestačuje /tvrzená vrstva s optimální tloušťkou $t = 0,5 \text{ mm}$ /19/. Na nitridevaných kolech s modulem $m = 3$ vedle podle /19/ zvýšení tloušťky vrstvy o $50 - 150 \mu m$ proti optimální hodnotě ke snížení kontaktní únavové pevnosti o $30 - 40\%$.

Z výsledků v tab. 5.5 a obr. 5.13, obrázek 5.14 vyplývá, že také karbenitridace v plynu je nadějným způsobem chemicko-tepelného zpracování. Aktivní výsledky byly získány především u pokusných ozubených kol z oceli 14 130, karbenitridevaných a rychle ochlazovaných. Mezní Hertzův tlak odpovídající trvanlivosti 10^8 cyklů je $p_H = 102 \text{ kp/mm}^2$ a odpovídající obvedová síla mezi zuby P_0 je v perevnání se zušlechťenými koly více než dvojnásobná. Příznivé výsledky byly získány i u kol z oceli 12 020 karbenitridevaných a rychle ochlazovaných. Mezní Hertzův tlak odpovídající trvanlivosti 10^8 cyklů je zde $p_H = 61 \text{ kp/mm}^2$ a odpovídající obvedová síla činí troj-

násebek proti měkkým kelům normalizačně žíhaným. Ostatní výsledky nejsou tak příznivé. Jedná se o série ozubených kol z oceli 14 140 a 12 020 karbenitridovaných a pomalu ochlazených.

Výsledky na karbenitridovaných kolech měly velký rozptyl hodnot. K objasnění kolísání kontaktní únosnosti zubů může výrazně přispět rozber kontaktního porušování a rozber kvality karbenitridové vrstvy. Podrobnější metalografický průzkum ukázal, že k vývoji destruktivního hlubokého kontaktního porušení došlo u většiny zkoumaných zubů až po opotřebení povrchové vrstvičky karbenitridu ϵ , nebo po jeho kontaktním rozrušení a následujícím opotřebení. Nejčastější charakteristikou kontaktního porušení karbenitridované vrstvy je na obr. 5.15. Po opotřebení vrstvičky karbenitridu vznikají na okraji opotřebované zóny první stopy výraznějšího porušení povrchu. Z prohlubně prvních důlků se pak již šíří destruktivní kontaktní únavové trhlinky. Vedle popsaného plošného opotřebení celé vrstvy karbenitridu dochází obyčejně účinkem opakování kontaktního namáhání k uvolnění pevnostní vazby povrchové části vrstvičky obsahující oxidy a póry viz obr. 5.16. U některých zubů docházelo k vydrolování této přerázní vrstvičky. Důvodem k tomu byla vnitřní rozrušení této části vrstvy karbenitridu. Obyčejně zjištěné trhlinky mezi povrchovou vrstvičkou s oxidy a kompaktní částí vrstvy navíc prokazují, že ani pevnost rozhraní není příliš uspokojivá. Odlučování povrchové vrstvičky lze pozorovat na povrchu zubů jako místní zdrsnění povrchu. Uvedené příklady nasvědčují tomu, že povrchová zóna vrstvy karbenitridu s oxidy a póry je zřejmě méně odolnou složkou

vrstvy karbonitridu. Opotřebení vrstvičky karbonitridu vedle k vývoji destruktivních pittingů. S tím dobře souhlasí skutečnost, že zkoušená kola, u kterých bylo dosaženo větší tloušťky karbonitridu $\bar{C}$ dobré jakosti, tj. s nenáliš silnou vrstvičkou oxidů pórů, se dosahovala větší kontaktní pevnost. Potvrzuje to tabulka 5.6, kde je uveden výsledek metalografického průzkumu ve vrstvě karbonitridu u většího počtu kol zubů skupiny ocelí 14 140, karbonitridovaných a rychle ochlazovaných nebo pomalu ochlazovaných. V prvním případě dosahovala kontaktní únosnost $p_H = 102 \text{ kp/mm}^2$. U těchto kol přes značné výkyvy dosahovala celková tloušťka karbonitridační vrstvy hodnot 24 - 74 μm a také tloušťka její kompaktní zóny byla 4 - 17 μm . Ve všech případech byla také zjištěna přechodná vrstvička dusíku a uhlíku v austenitu. Naopak ve druhém případě je tloušťka vrstvy karbonitridu velice malá 7 - 15 μm a tloušťka její kompaktní zóny je nepatrná 1-4 μm , přechodná vrstvička C - N austenitu zcela chybí. Charakteristický je také nižší obsah dusíku v povrchové vrstvičce. Kola vykazala velice nízkou únosnost (viz obr. 5.14) - klesá až na úroveň jen zušlechťených.

Také u některých porušených pokusných kol z oceli 12 020 s nízkou únosností byly zjištěny malé tloušťky karbonitridu a špatná kvalita vrstvy, i když rozsah tlouštěk vrstev se v tomto případě u kol pomalu (K_1) a rychle (K_2) ochlazovaných příliš neliší - viz tab. 5.6. Naopak u některých kol ze série K_2 byly při dobré kvalitě vrstvy získány mimořádně příznivé hodnoty kontaktní únosnosti $p_H = 75 \text{ kp/mm}^2$ při čtyřnásobné obvodové síle setrži kolům měkkým. Z těchto výsledků vyplývá, že kontaktní únosnost kol zřejmě není příliš ovlivněna rychlostí ochlazování, ale především kva-

liteu karbenitridační vrstvy.

V několika případech byl ještě pozorován jiný mechanismus perušování karbenitridační vrstvy a povrchu zubů - viz obr. 5.17. V kompaktní vrstvě zde došlo při běhových zkouškách ke vzniku trhlinek kolmých k povrchu. Trhlinky procházely v první fázi jen kompaktní vrstvičkou a byly ukončeny jak v pórezní vrstvičce, tak v austenitické přechodové mezivrstvě. Tyto únavové trhlinky vedou k odlupování povrchové vrstvičky karbenitridu a ke vzniku pittingů. K perušování tohoto typu může dojít tím, že povrchová vrstvička s pory a oxydy má nižší mez trvanlivosti, takže koncentraci kontaktního namáhání přenáší především vrstva kompaktní. Ke kompaktnímu perušení tohoto typu došlo jen výjimečně v několika málo případech. Lze očekávat, že příznivé podmínky k zamezení tohoto poškození nastanou, podaří-li se omezit tloušťku povrchové pórezní vrstvičky s nižším modulem pružnosti na mizivou míru. Příznivý účinek má zřejmě také náležitě silná vrstva dusíkuuhlíkového austenitu s vysokými pevnostními vlastnostmi. Tate brání vzniku plastických deformací od konstantního namáhání ^v povrchové vrstvě, které rovněž musí vést k perušení tvrdé ale křehké kompaktní vrstvy.

Bloudekové běhové zkoušky (od 10^8 cyklů) napekutých kolech s modulem $m = 4$ prekázaly, že při dobré kvalitě karbenitridační vrstvy, jak je specifikována dále, dává nízkoteplotní karbenitridace v plynu velice příznivé hodnoty kontaktní únosnosti. Vyjádříme-li únosnost přenášenu obvedovou silou, jedná se podle těchto výsledků o zvýšení únosnosti o 150 - 270 %.

Z rezberu perušování kol a z rezberu některých nenří-

znivých výsledků vyplývá, že kontaktní únavová pevnost boků zubů je výrazně ovlivněna tloušťkou povrchové vrstvy karbenitridu ϵ a kvalitou této vrstvy. Hluboké poškození zubních boků se převážně rozvíje až po opotřebení povrchové karbenitridační vrstvy. Vliv přechodové vrstvičky dusíkuhlikového austenitu se jeví příznivý. Kontaktní únavové trhlinky, ze kterých se vyvíjel pitting, vznikaly a ž po opotřebení této složky.

Z dosažených výsledků při zkouškách karbenitridovaných kol ochlazování z teploty 620°C pomalu a rychle vyplývá, že vliv ochlazování v uvažovaném intervalu ochlazovacích rychlostí se výrazněji neprojevil. Vliv kolísání kvality karbenitridované vrstvy se jeví jako daleko výraznější. Ze získaných poznatků pak vyplývající požadavky na kvalitu karbenitridovaných vrstev :

- celková tloušťka karbenitridované vrstvy by měla dosahovat nejméně $25\text{ }\mu\text{m}$
 - tloušťka povrchové vrstvičky s páry a oxydy by neměla přesahovat 40 - 50 % tloušťky této vrstvy
 - existence přechodové vrstvičky N-C v austenitu je výhodná
- K tomu se přidružuje ještě i požadavek na dostatečnou hloubku průniku dusíku 0,7 - 1 mm.

Vzhledem k charakteru kontaktního porušování karbenitridovaných zubů, kdy destruktivní porušení dálků vzniká až po opotřebení vrstvy karbenitridační, je nutné při experimentálních průkazech trvanlivosti těchto kol a převodek počítat s prodloužením zkoušek nejméně na $5 \cdot 10^7$ cyklů.

5.6 Zhodnocení výsledků běhových zkoušek s ohledem na vý- počtové podklady ozubení

Dlouhodobé běhové zkoušky až do 10^8 cyklů, které se uskutečnily na stroji SVÚM umožnily vyhodnotit pomocí metodiky příslušné státní normy kritické hodnoty namáhání materiálů na otlačení $\sigma_{0.2}$, odpovídající mezním únosnostem dle tab.

5.5. Hodnoty $\sigma_{0.2}$ získané tímto způsobem u úspěšně tvrzených ozubených kol spolu s hodnotami pro kola z oceli 15 330.6 a z oceli 12 020.1 jsou v obr. 5.18 vyneseny spolu s mezními hodnotami dle ČSN 01 4686.

Z obr. 5.18 ještě vyplývá další zajímavý poznatek, který ovlivňuje celkové hodnocení karbenitridevaných kol. Experimentálně zjištěné hodnoty dávají podklady pro daleko příznivější hodnocení karbenitridevaných kol, jak také vyplývá z tab. 5.5 - zvýšení o 150 % u 14.140 rychle ochlazovaných, o 110 % u širokých kol z oceli 14140 (VÚ ČKD), a dokonce o 270% u kol z oceli 12020 karbenitridevaných.

Příznivé výsledky dosažené u karbenitridevaných pekusných kol 14140 zřejmě ještě nevyčerpávají všechny možnosti, které nízkoteplotní karbenitridace může dát. Je známo, že v zahraniční literatuře se objevily ještě daleko optimističtější výsledky. Kola karbenitridevaná v lázni postupem od fy. Degussa by podle těchto údajů dosahovala téměř stejných hodnot, jako kola cementovaná. S přihlédnutím k označkům našich zkoušek nelze tyto podklady pokládat za zcela přesvědčivé.

5,7 Zhodnocení faktorů ovlivňujících kontaktní únavovou
pevnost tvrzených ozubených kol

Z desítek výsledků běhových zkoušek a metalografických
rezberů povrchových poškození beků zubů vyplývají následující
hlavní faktory ovlivňující kontaktní únavovou pevnost che-
micky tepelně zpracovaných tvrzených ozubených kol:

- a) tvrdost a průběh tvrdosti povrchové vrstvy
- b) tloušťka tvrzené povrchové vrstvy
- c) kvalita tvrzené povrchové vrstvy
- d) materiál a jeho druh chemickotepelné zpracování a tepelné
zpracování
- e) obvodová rychlost ozubeného kola
- f) přesnost výroby a montáže, drsnost beků zubů ozubeného kola
- g) geometrické parametry ozubeného kola:
 - modul ozubeného kola
 - úhel sklonu zubů ozubeného kola β
 - úhel záběru α a záběrový součinitel ε
 - korigování a koeficient korigování ozubeného kola
 - počet zubů ozubeného kola, šířka kola
- h) způsob mazání, druh oleje a jeho viskozita
- i) zatížení a režim zatížení
- j) koeficient tření na bocích zubů

Z hlediska zvýšení kontaktní únavové pevnosti jsou v případech tvrzení zubů kromě kuličkování, válečkování, kalení, nitrocementování atd. tři důležitější chemickotepelná zpracování: cementace, nitridace a karbenitridace. Z nich cementování patří mezi nejrozšířenější tepelné způsoby zpracování a je při nich prakticky dosahované nejdelší životnosti. Ta ovšem většinou požaduje po tepelném zpracování nákladné broušení. Proto se neustále hledají jiné způsoby zpracování, které by umožnily vynechání této konečné operace. Určité naděje dává nitridace, která se již dříve osvědčila jako bezdeformační technologie v případě tvarevě náročných kel, např. v leteckém průmyslu. Vzniká otázka, do jaké míry mohou nitridevaná kola nahradit cementovaná i po stránce únosnosti. Nepříjemným nedostatkem je ovšem časová náročnost a vysoké náklady na toto zpracování.

Ve strojírenství neustále roste zájem o tzv. bezdeformační způsoby chemickotepelného zpracování ozubených kel. Jedním z těchto postupů je nízkoteplotní karbenitridace. Karbenitridace v plynu má proti zpracování v lázni řadu značných technologických, technických a zdravotních výhod. Nákladnost technologie nízkoteplotní karbenitridace je stejná jako náklady na nitrocementace v plynu v šachetových pecích.

je
Vysoká únosnost spolu s malými deformačními účinky a ekonomickými hledisky velice závažným kritériem pro vhodnost širokého uplatnění této nové technologie v průmyslu.

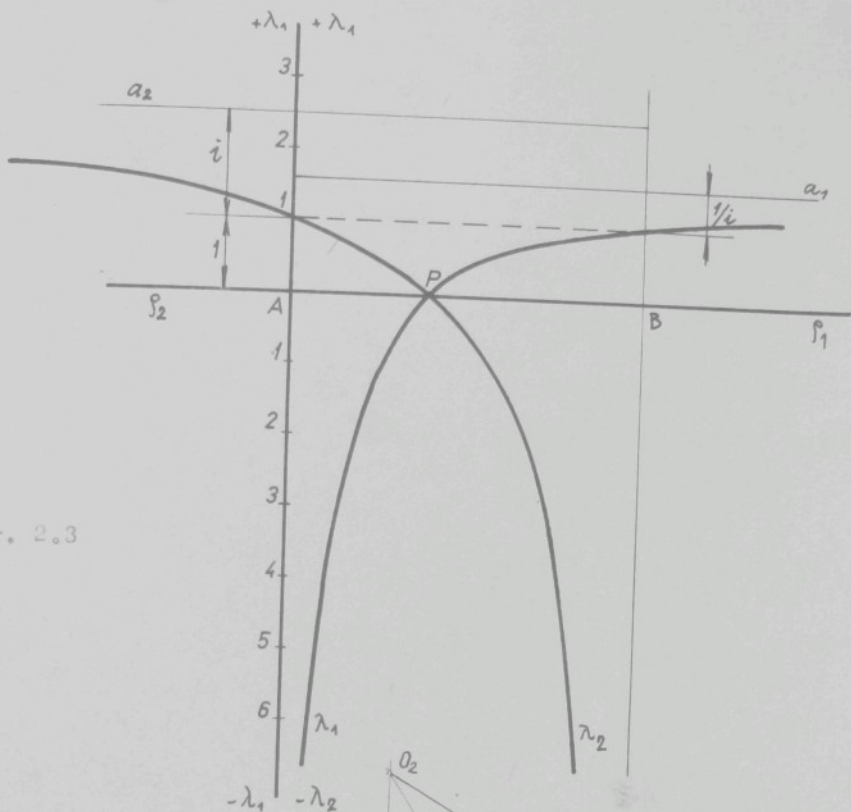
Z uvedeného vývoje kontaktního perušování a z rozberu

desažených výsledků běhových zkoušek ezubených kol vyplývají požadavky na karbenitridované vrstvy. Především je to požadavek na zcela spolehlivé desažení silné povrchové vrstvy karbenitridu ϵ (více než 20 μm). Zároveň pak požadavek na největší snížení podílu méně odolné pórézní části ve vrstvě karbenitridu ϵ .

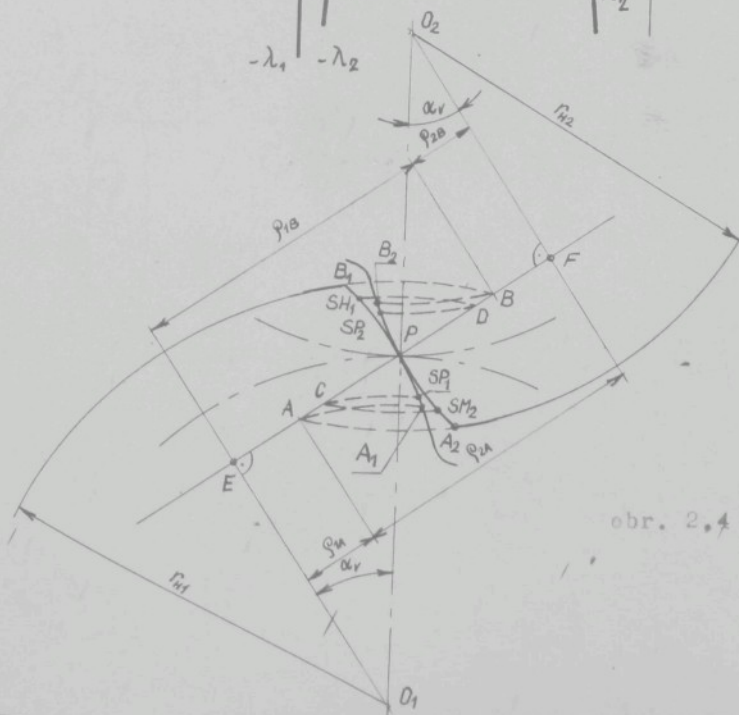
U povrchově tvrzených ezubených kol chemickotepelně zpracovávaných rozhoduje o jejich životnosti kontaktní únavová pevnost zubních boků. Prote aplikace postupu a výpočtu únavosti povrchově tvrzených ezubených kol navržené Prof. Medunou je vhodnější ve srovnání s metodou výpočtu dle ČSN. Líme způsobem vypočtená mezná namáhání dobře souhlasí s výsledky běhových zkoušek ezubených kol prováděných na KST VŠST i s kontrolními výpočty v praxi osvědčených automobilních převodovek.

Koeficient ve výrazu pro výpočet mezného namáhání, zahrnující vliv povrchu, se mění podle druhu tepelného zpracování pro cementovaná kola $y = 0,35$.

OBRÁZKOVÁ ČÁST



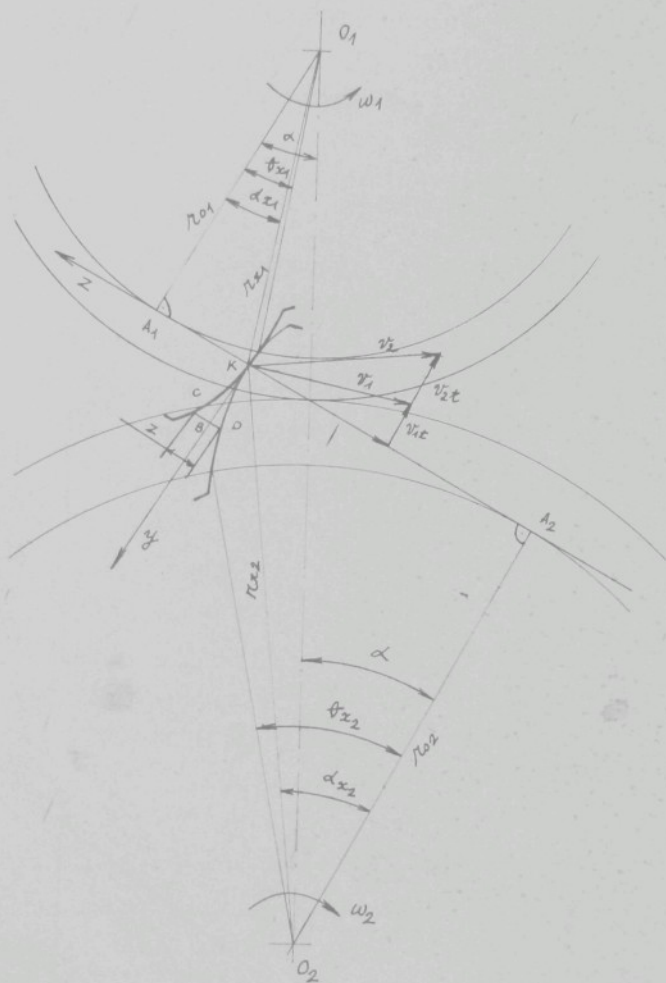
obr. 2.3



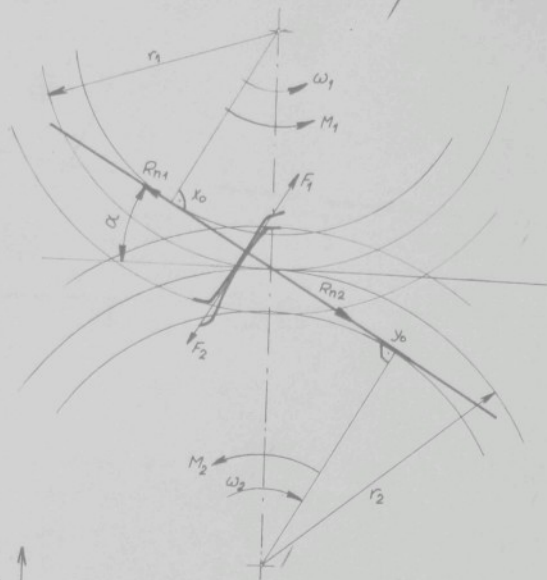
obr. 2.4

abr. 2.5

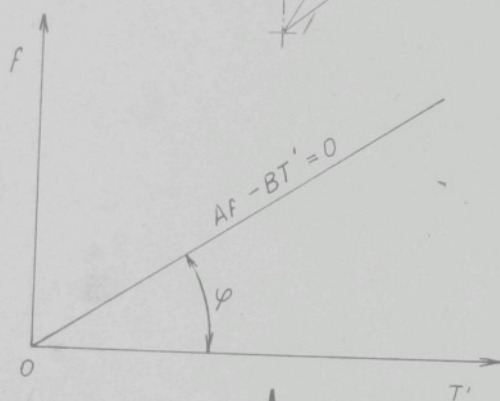
abr. 2.6



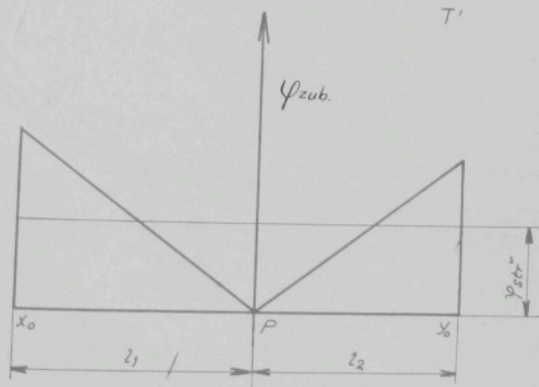
obr. 2.7



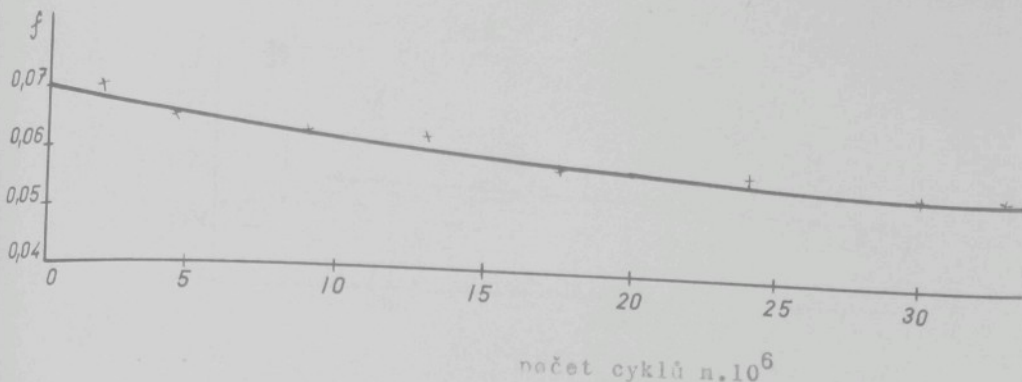
obr. 2.8



obr. 2.10



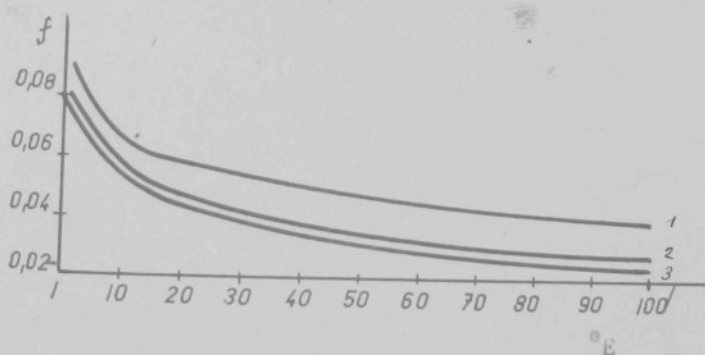
obr. 2.9



obr. 2.11 - Změna koeficientu tření na zubech ozubených kol dle pracovních cyklů.

olej strojní T, viskozita 11⁰E

měrný tlak $P_0 = 46 \text{ kp/mm}^2$

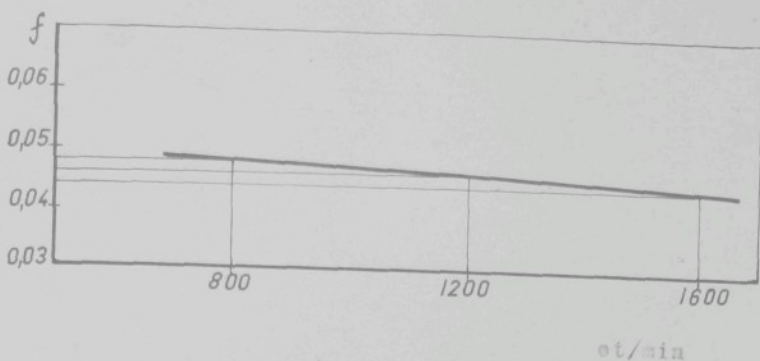


obr. 2.12 - Závislost hodnoty koeficientu tření na zubech na druhu a viskozitě mazacího oleje

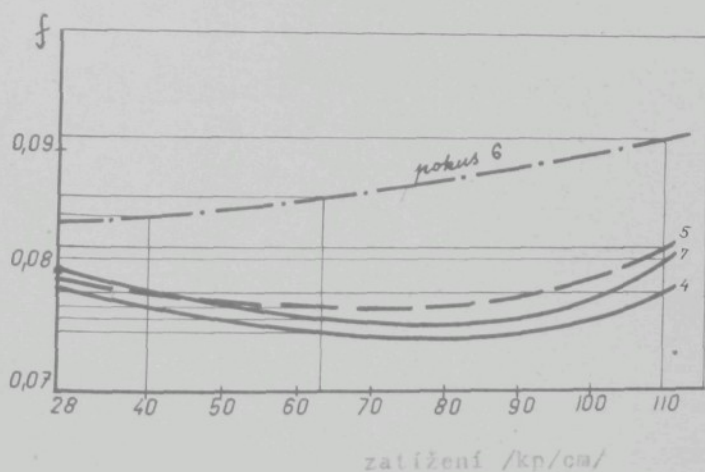
1 - vřetenový olej 3 .

2 - olej pro parní válce 6

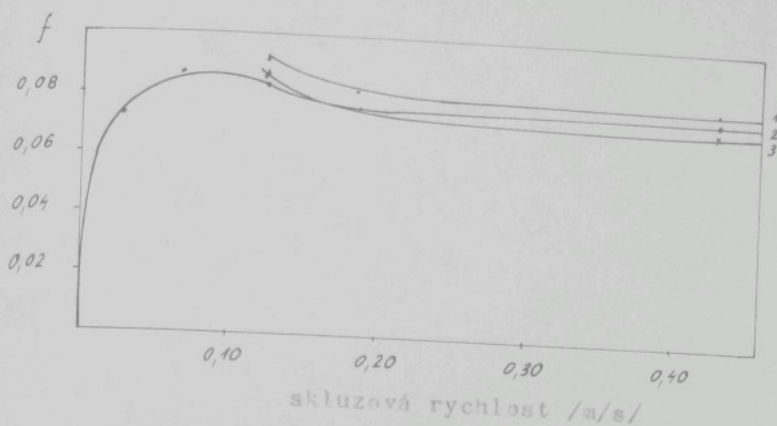
3 - strojní olej T



obr. 2.13 - Vliv počtu otáček na koeficient tření
olej vřetenový 3, viskozita 15,4^oE

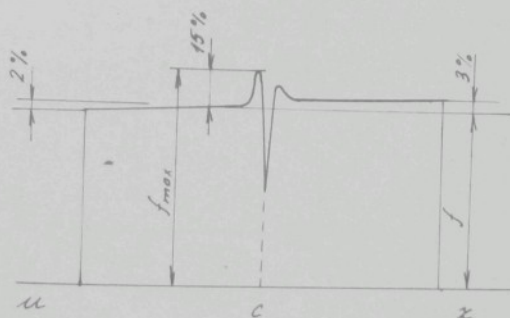


obr. 2.14 - Vliv hodnoty zatížení na koeficient tření

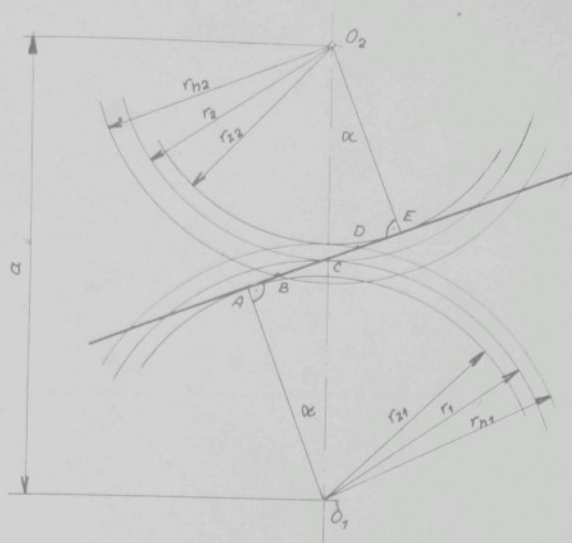


obr. 2.15 - vliv skluzové rychlosti na hodnotu koeficientu tření

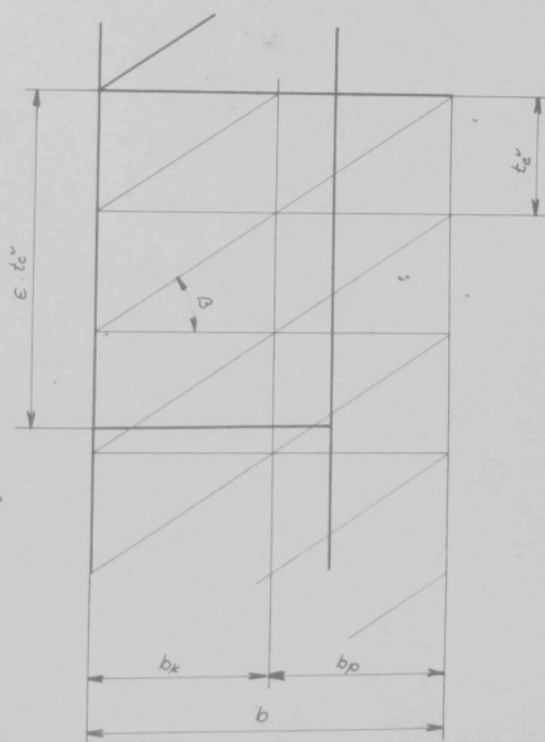
- 1 - zatížení 110 kp/cm
- 2 - zatížení 40 "
- 3 - zatížení 63 "



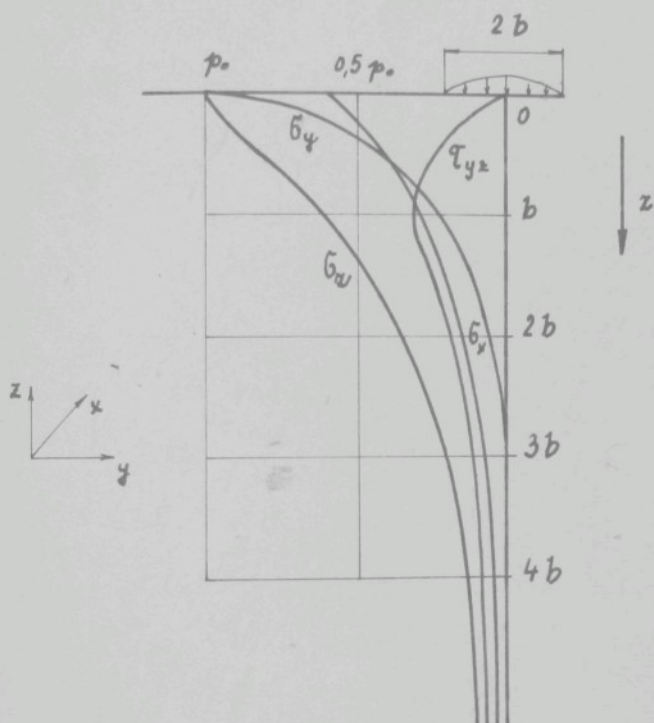
obr. 2.16 - Průběh hodnoty tření na zubu při záběru



obr. 2.17



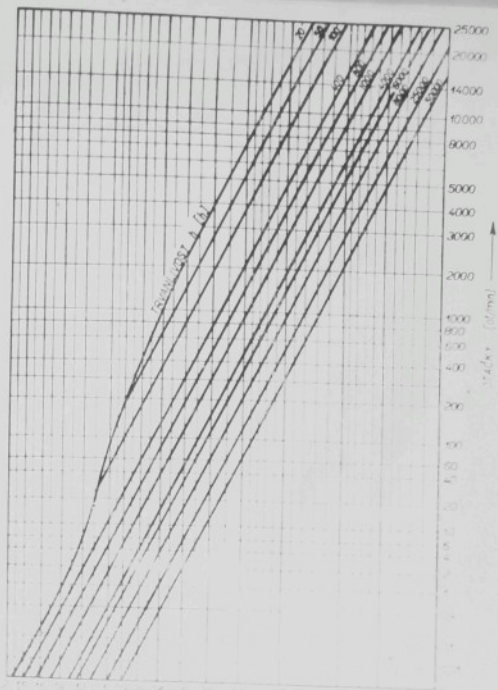
obr. 2.18



obr. 2.19 - Závislost jednotlivých složek napětí na hloubce pro body na ose z

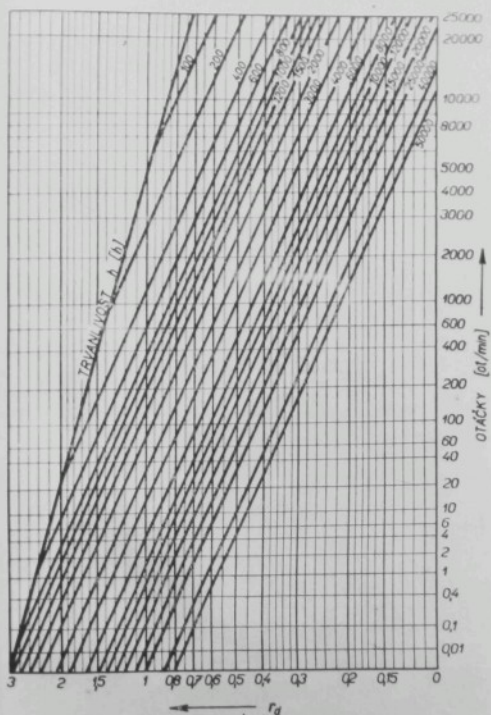
obr. 2.20

Rychlostní součinitel pro
pehyh



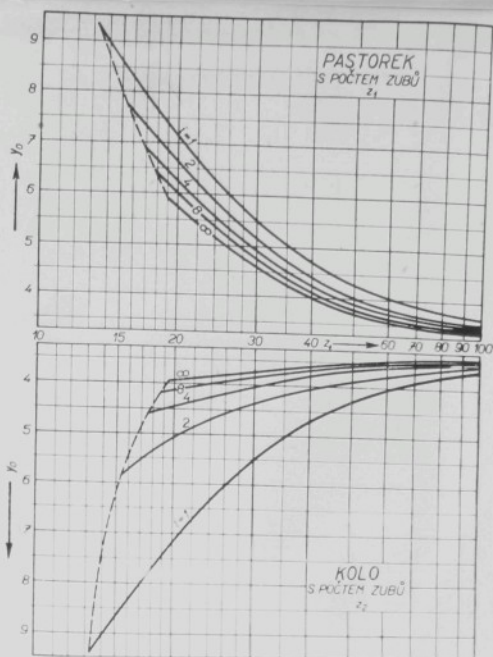
obr. 2.21

Rychlostní součinitel pro
otlačení



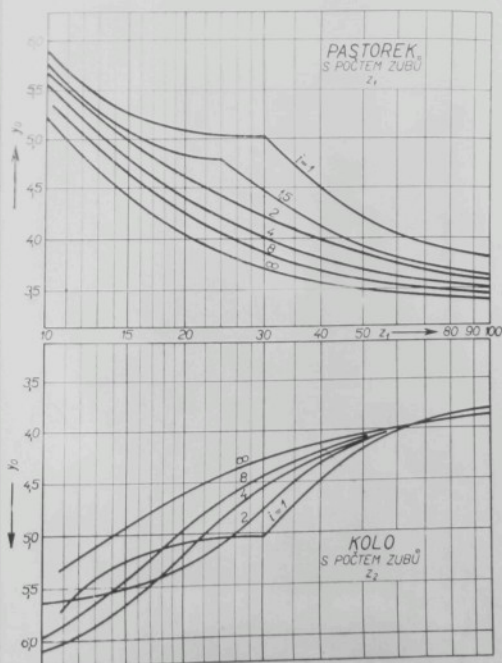
obr. 2.22

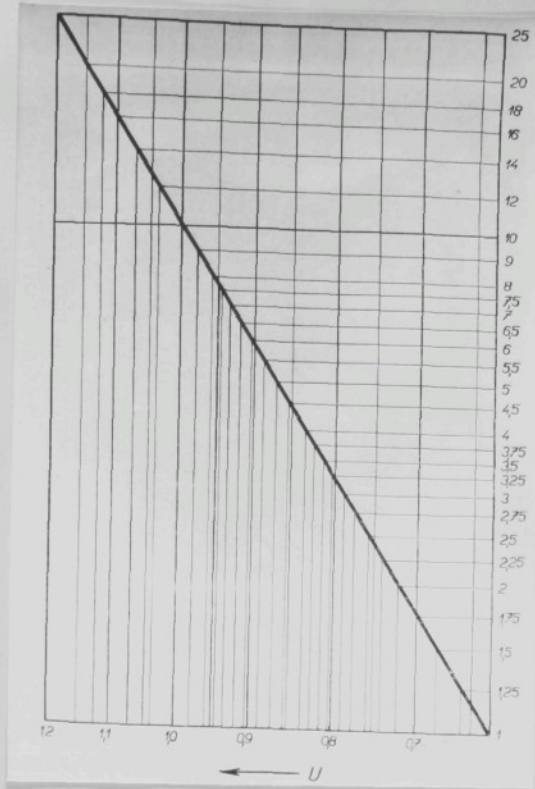
Tvarevý součinitel pro
ohyb nekerigovaných kol



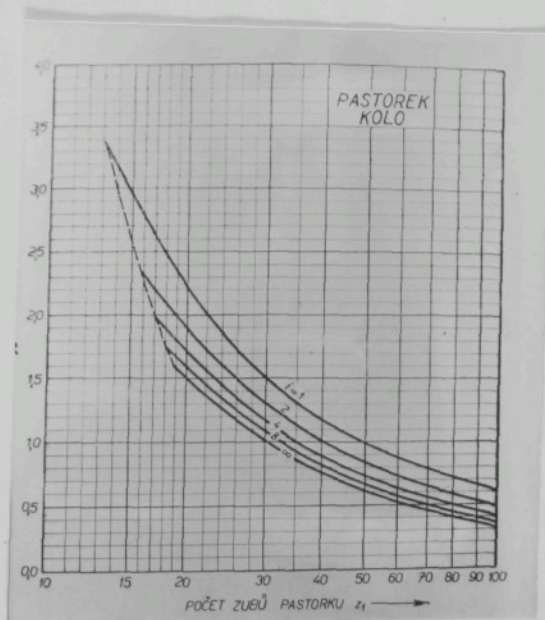
obr. 2.23

Tvarevý součinitel pro
ohyb kerigovaných kol

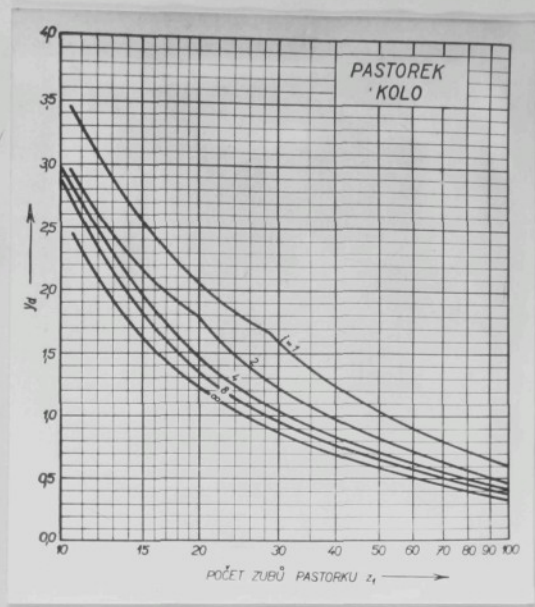




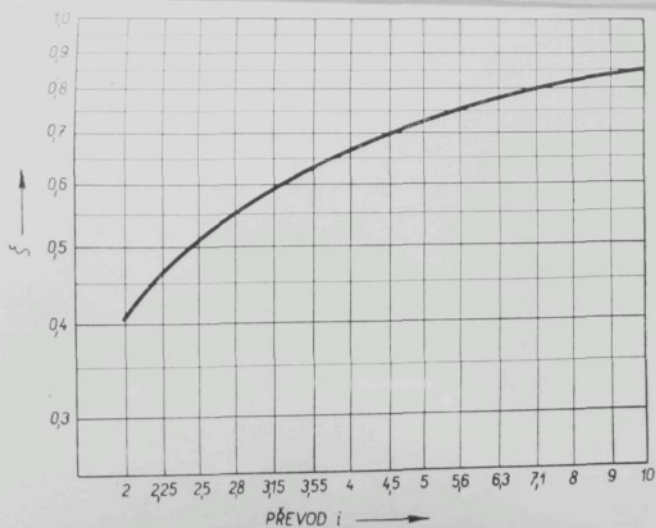
obr. 2.24 - Výpočtový koeficient



obr. 2.25 - Tvárový činitel pro stlačení (nekerig. ozub.)

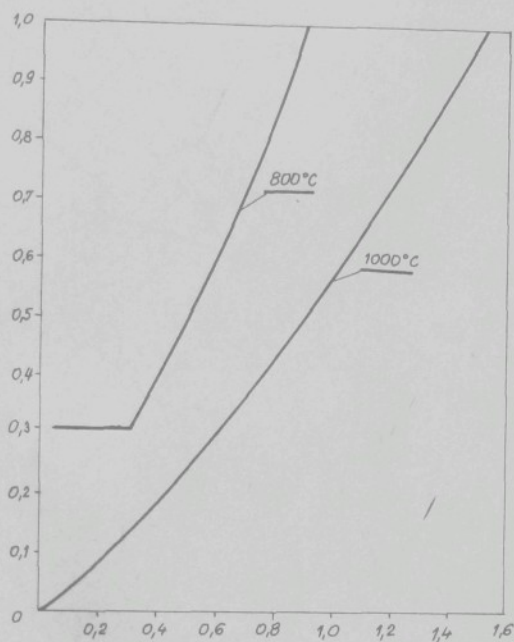


obr. 2.26 - Ivarevův činitel pro otláčení (korig. ozubení)



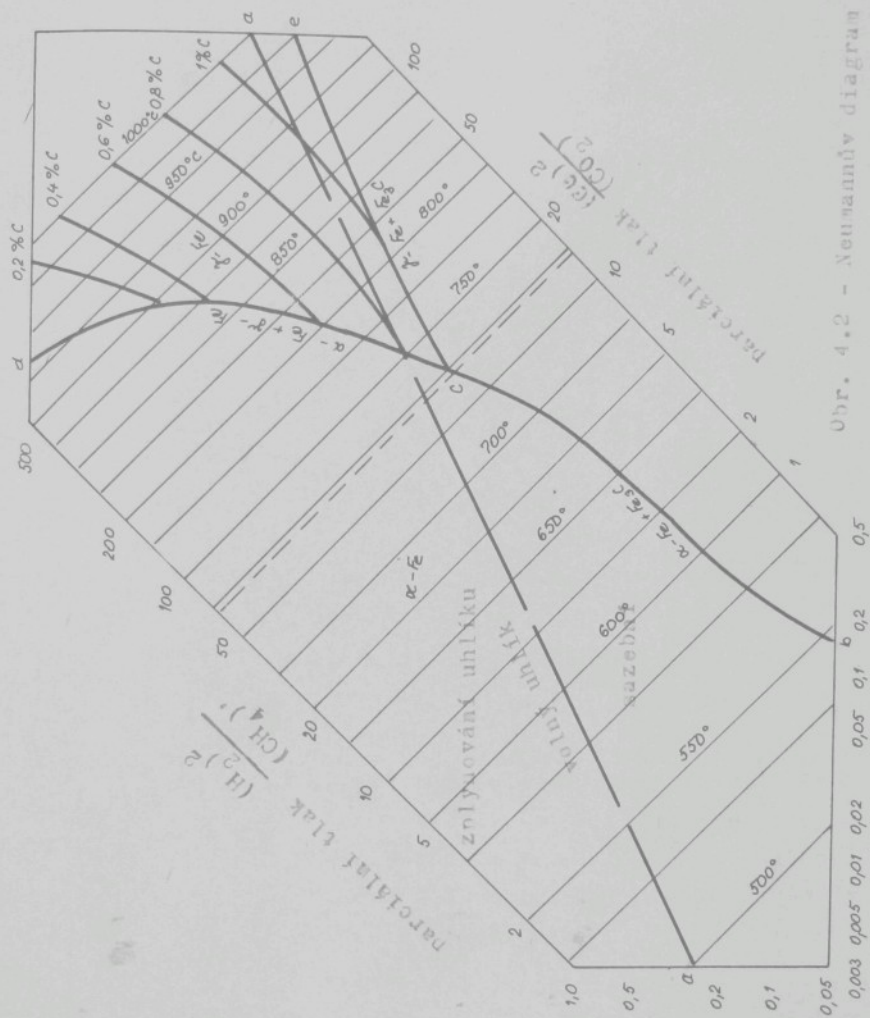
obr. 2.27 - Výpočtový koeficient pro vnitřní ozubení

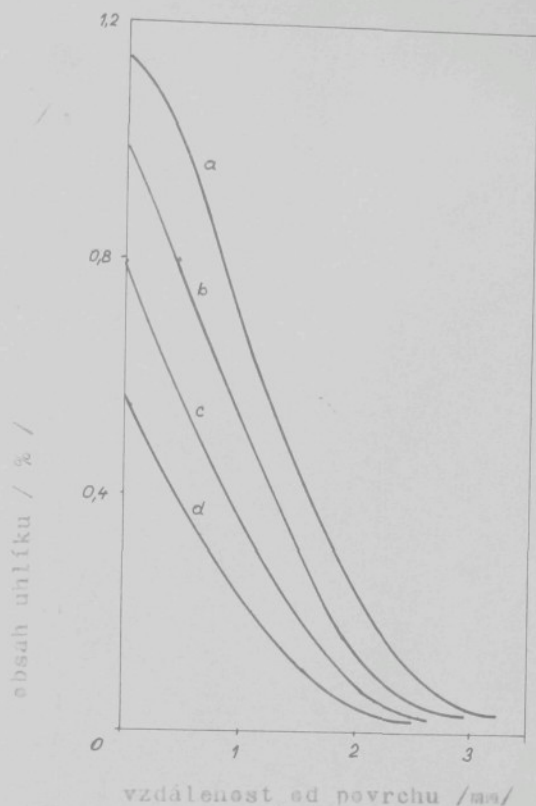
Aktivita uhlíku a_c



obsah uhlíku (% váh.)

obr. 4.1 - Aktivita uhlíku v austenitu
při teplotě 800 °C a 1000 °C
vztažena ke grafitu jako
standartnímu stavu





obr. 4.3 - Vliv průtekového množství na průběh cementace v suchém kyslíčnicku uhelnatém (teplota cementace 955°C , doba cementace 20 hod., cementovaný materiál technicky čisté železo)

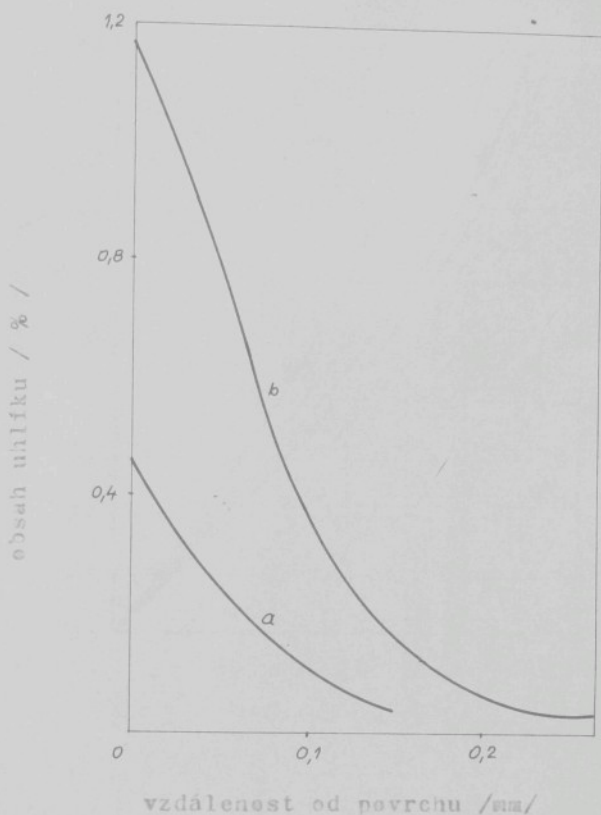
Průtekové množství

a - 28,65 l/hod

b - 21,32 l/hod

c - 14,23 l/hod

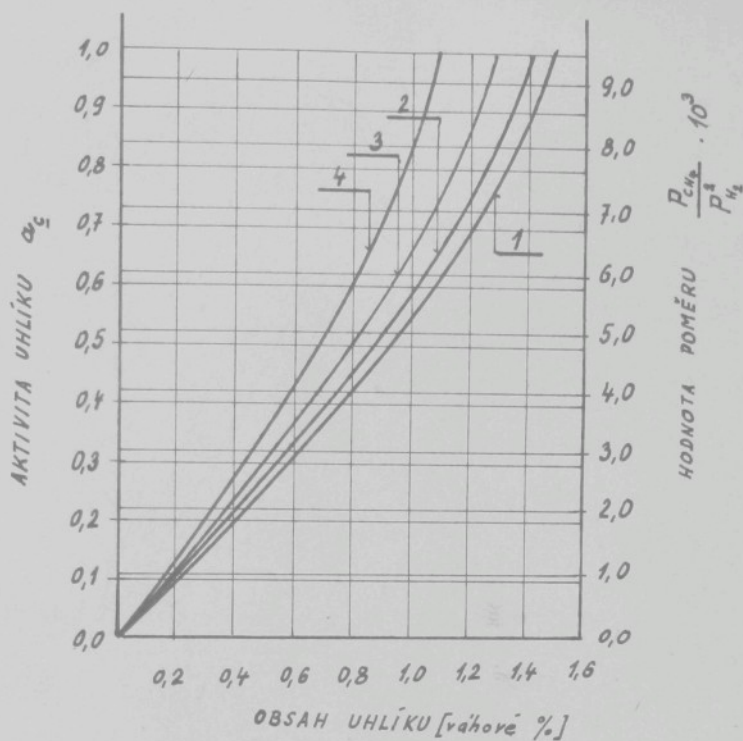
d - 7,06 l/hod



obr. 4.4 - Vliv přimísení par benzenu na průběh cementace v suchém kyslíčnicku uhelnatém (teplota cementace 950°C , doba cementace 10 hod, cementovaný materiál technicky čistý železo)

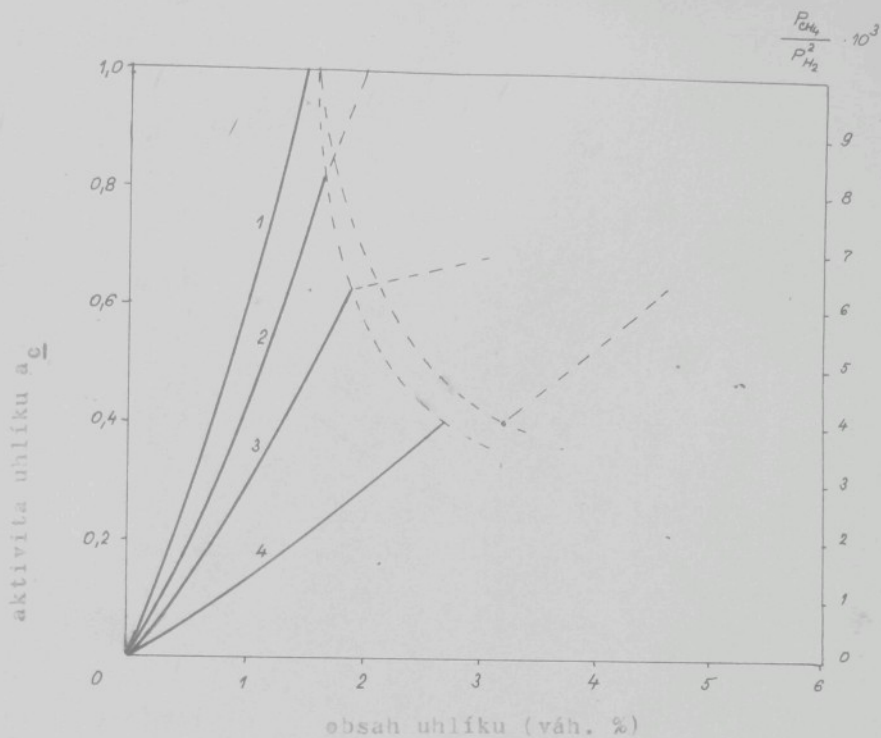
a - 7 l/hod CO

b - 7 l/hod CO + páry benzenu



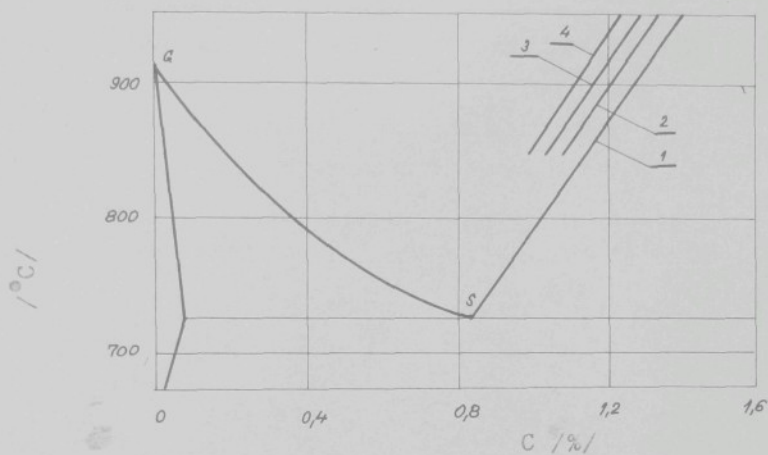
obr. 4.5 - Vliv niklu na aktivitu uhlíku v austenitu při teplotě 1000°C

- 1 - bez Ni
- 2 - 2,1 % Ni
- 3 - 3,92 % Ni
- 4 - 7,46 % Ni



obr. 4.6 - Vliv chromu na aktivitu uhlíku v austenitu při teplotě 1000°C

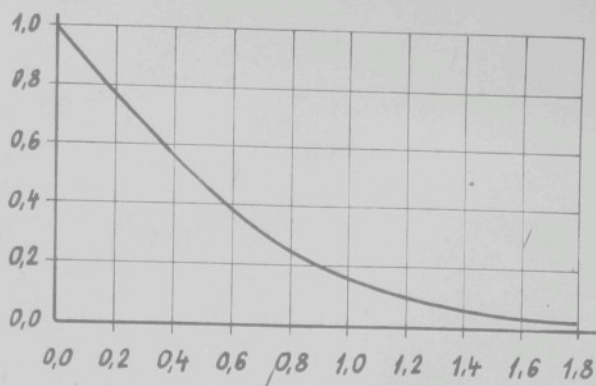
- 1 - bez chromu
- 2 - 1,72 % Cr
- 3 - 4,09 % Cr
- 4 - 9,62 % Cr



obr. 4.7 - Přibližná poloha čáry SE u ocelí s niklem

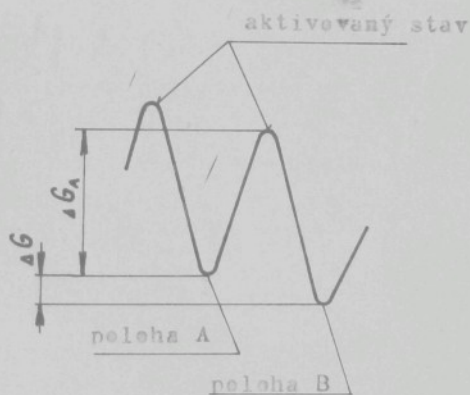
- 1 - nelegovaná ocel
- 2 - ocel s 2 % Ni
- 3 - ocel s 3,5 % Ni
- 4 - ocel s 5 % Ni

$$\frac{C - C_1}{C_2 - C_1}$$



obr. 4.8 - Závislost $\frac{C - C_1}{C_2 - C_1}$ na $\frac{x}{2 \sqrt{Dt}}$

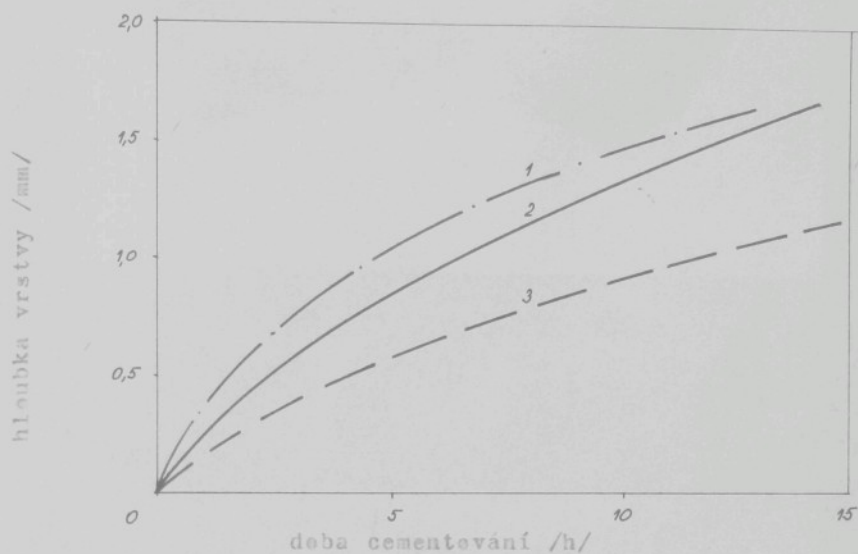
podle Gausseva integrálu chyb



obr. 4.9 - Schéma přechodu difundující částice přes parciální val

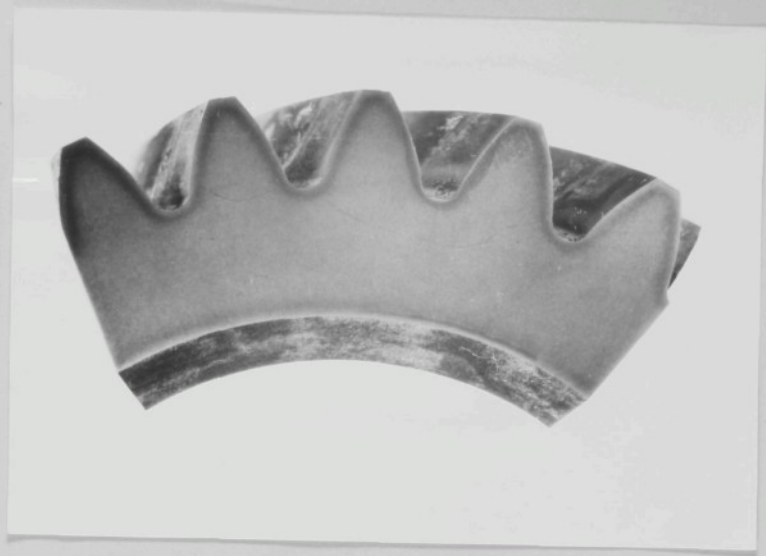
ΔG_A - velná aktivační entalpie

ΔG - velná entalpie přechodu částice z jedné stabilní polohy A do druhé B



obr. 4.10 - Rychlost růstu cementované vrstvy v různých prostředích

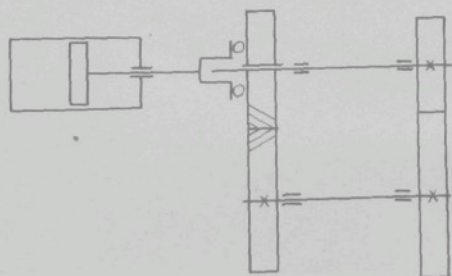
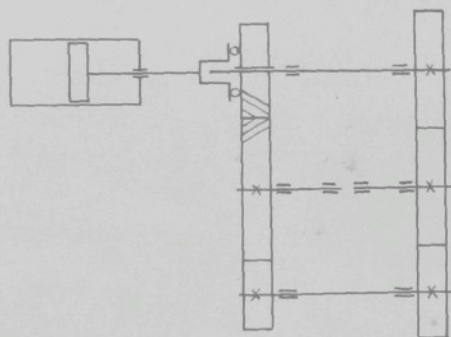
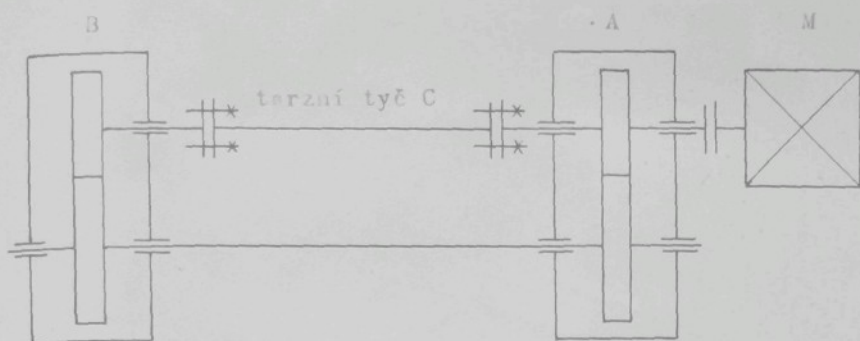
- 1 - cementování v lázni
- 2 - cementování v plynu
- 3 - cementování v prášku

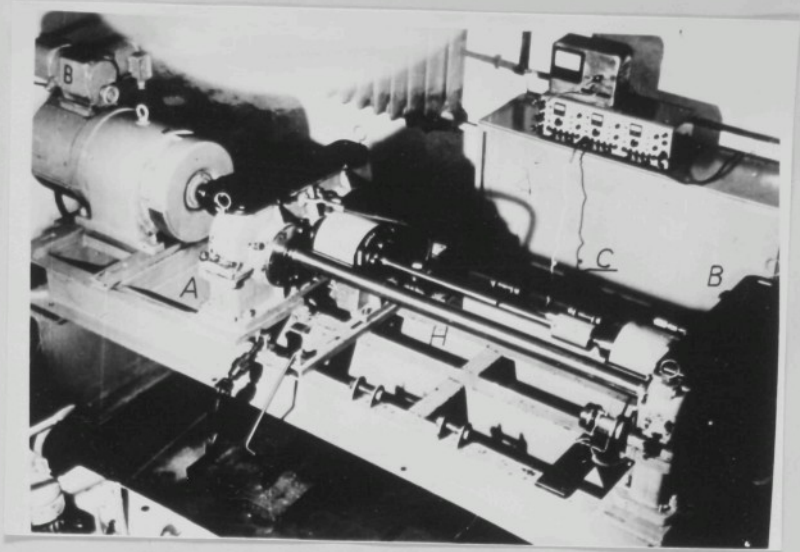


obr. 4.11 - Řez cementovaným ozubeným kolem (nital)
2x zvětšeno

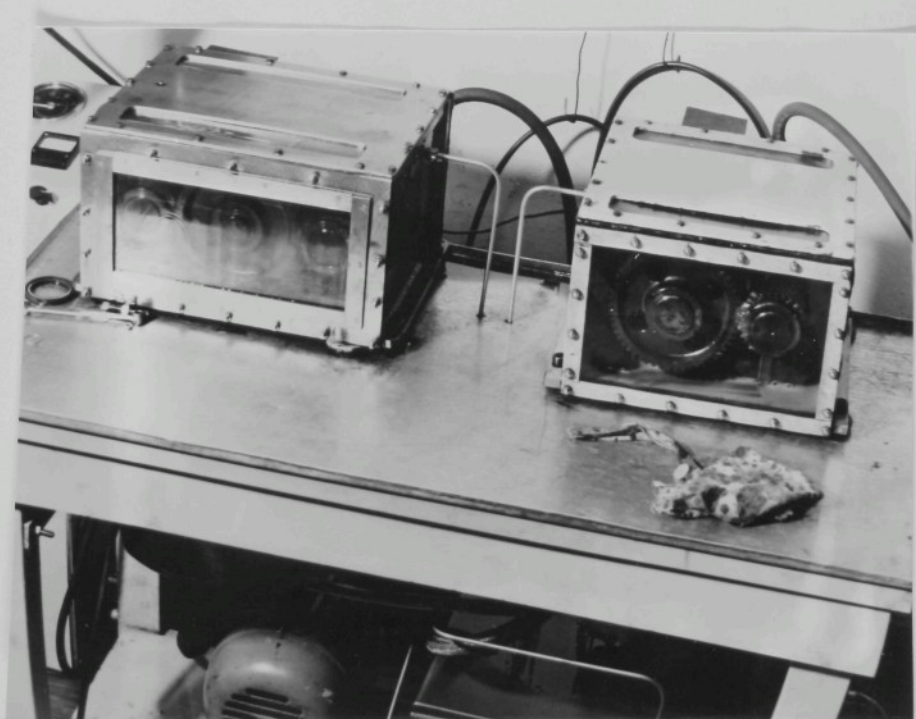


obr. 4.12 - Řez nitridevaným ozubeným kolem (nital)
2x zvětšeno





obr. 5.1b - Zkušební zařízení SVÚM



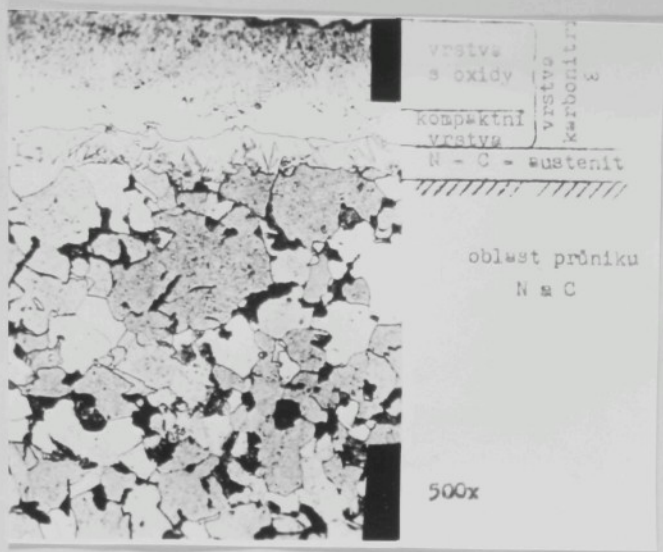
obr. 5.3 - Zkušební stroje KST



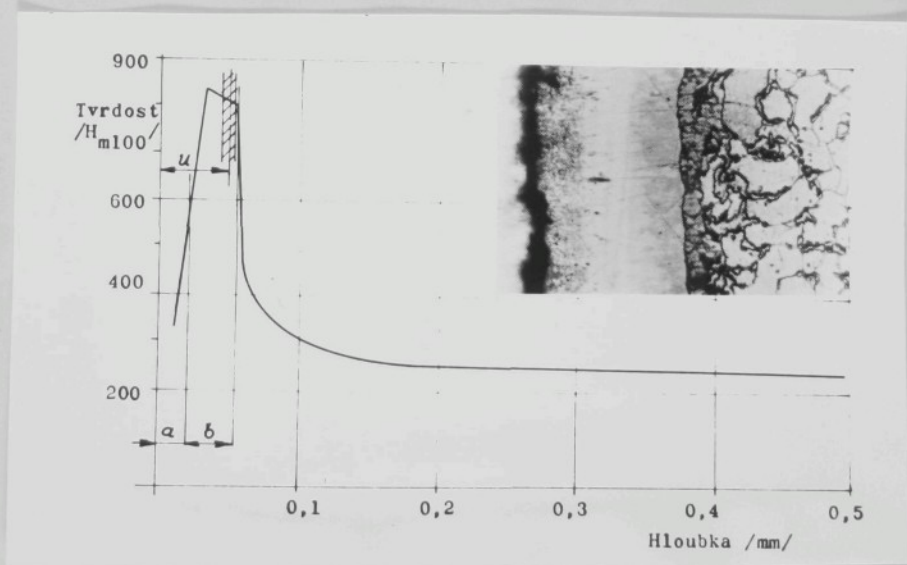
obr. 5.4a- Zkušební kole KST



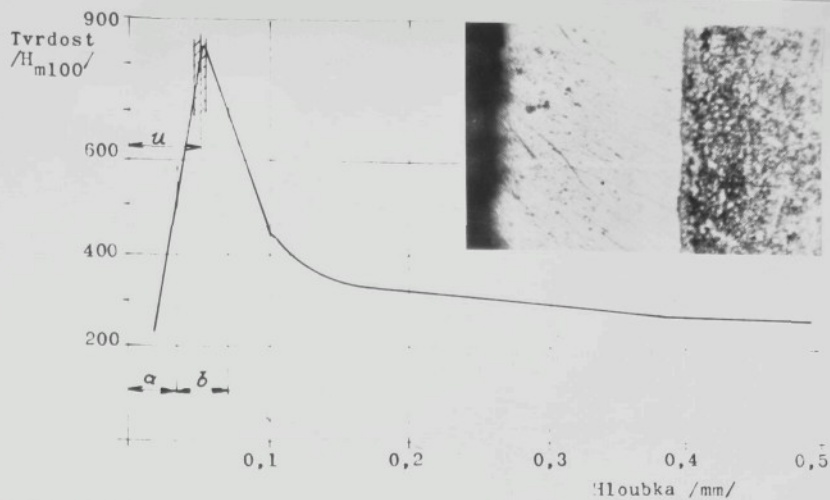
obr. 5.4b - Zkušební pasterek KST



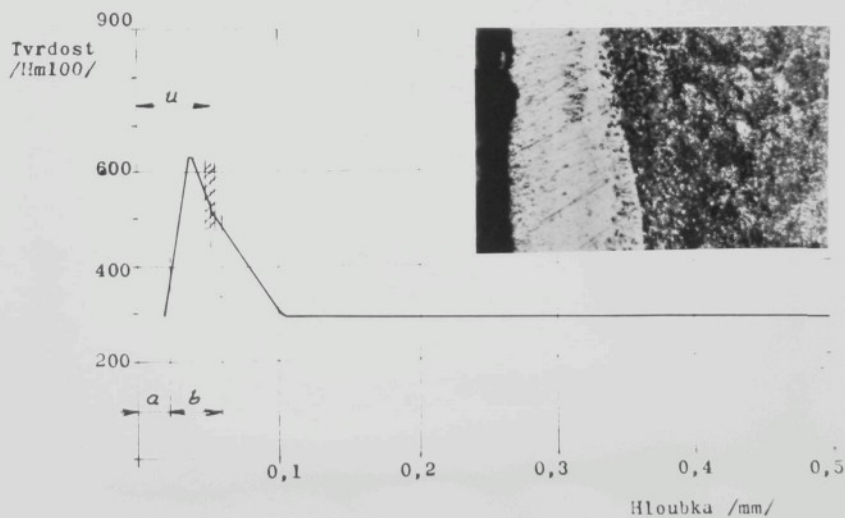
obr. 5.5 - Charakteristické části karbenitridevané vrstvy



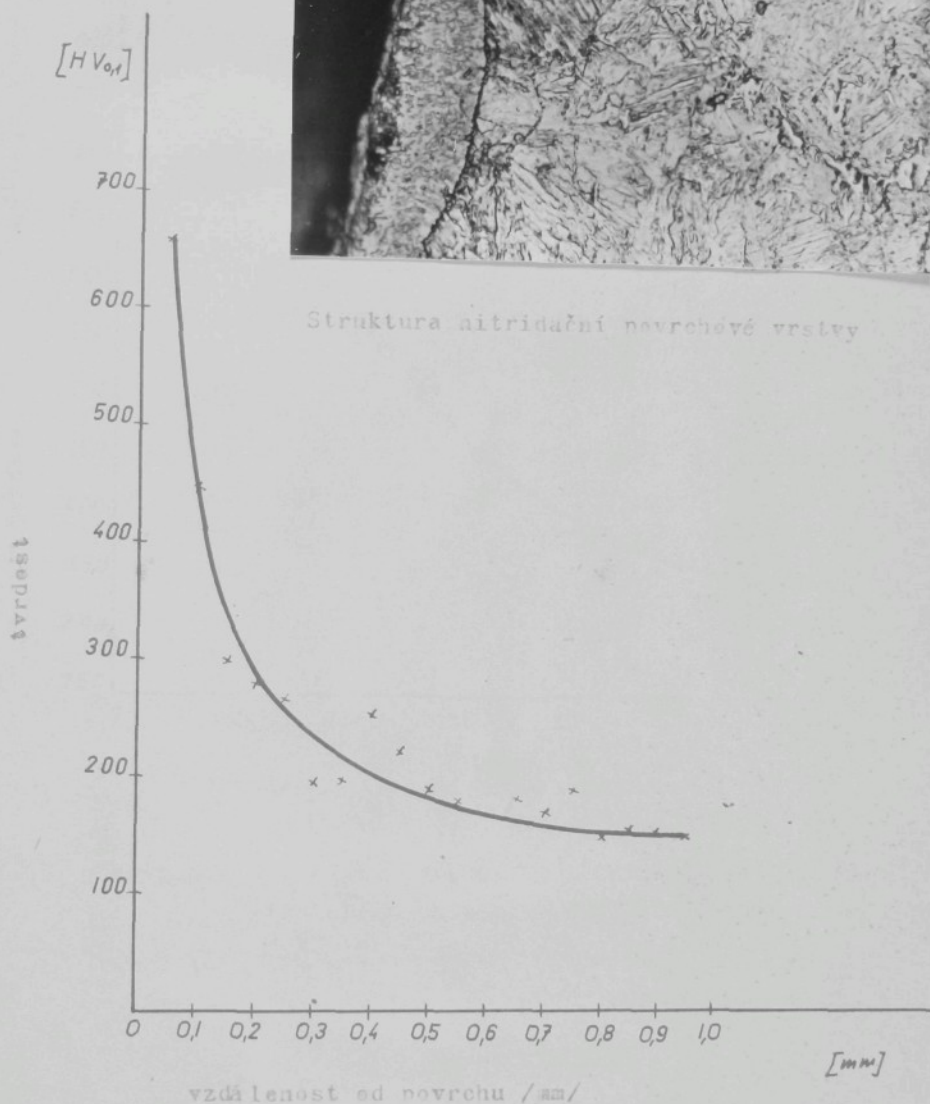
Ob.r 5.6a - Struktura a průběh tvrdosti karbenitridační vrstvy u materiálu 12.020.1



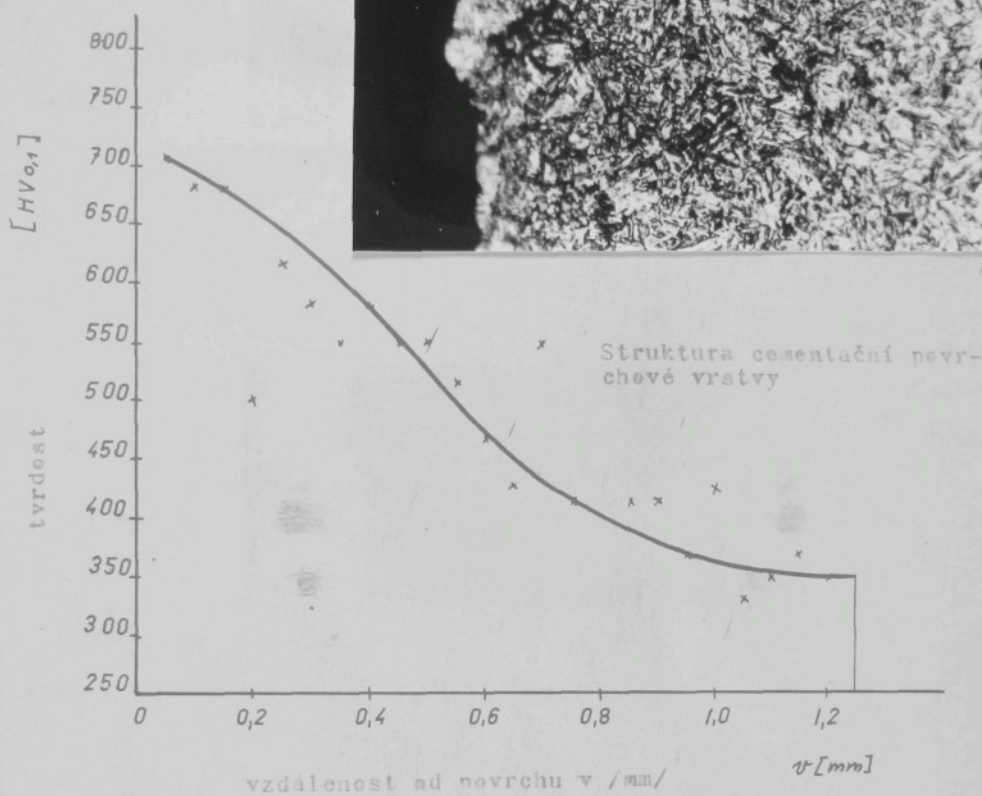
obr. 5.6b - Struktura a průběh tvrdosti karbenitridační vrstvy materiálu 12060.6



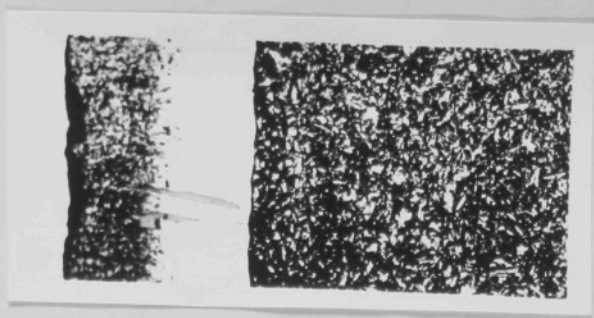
obr. 5.6c - Struktura a průběh tvrdosti karbenitridační vrstvy materiálu 12060.6



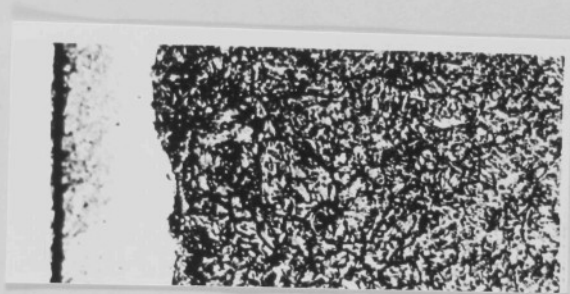
obr. 5.7 - Rozložení tvrdosti v nitridovaných vrstvách. Materiál 12060.6



obr. 5.8 - Rozložení tvrdosti v cementovaných vrstvách při kalení do oleje. Materiál 14223



obr. 5.9a - Struktura karbenitridační vrstvy SVUM. 12020



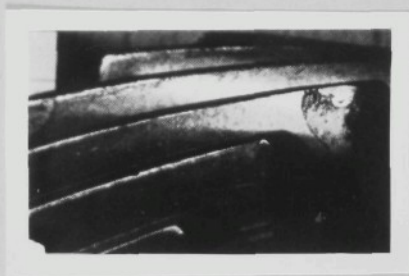
obr. 5.9b - Struktura karbenitridační vrstvy SVUM. 14140



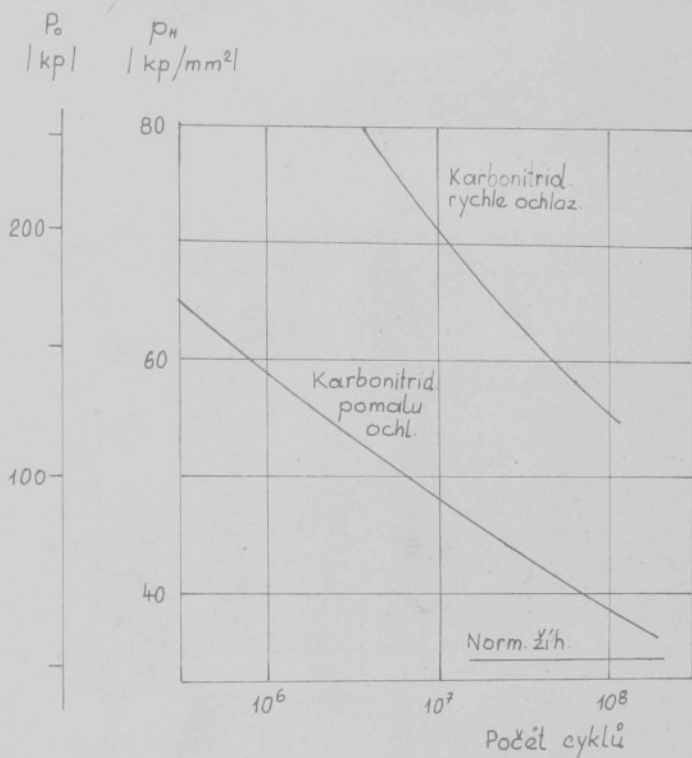
obr. 5.10 - manovitý povrch zubu kola. Materiál 12060.6



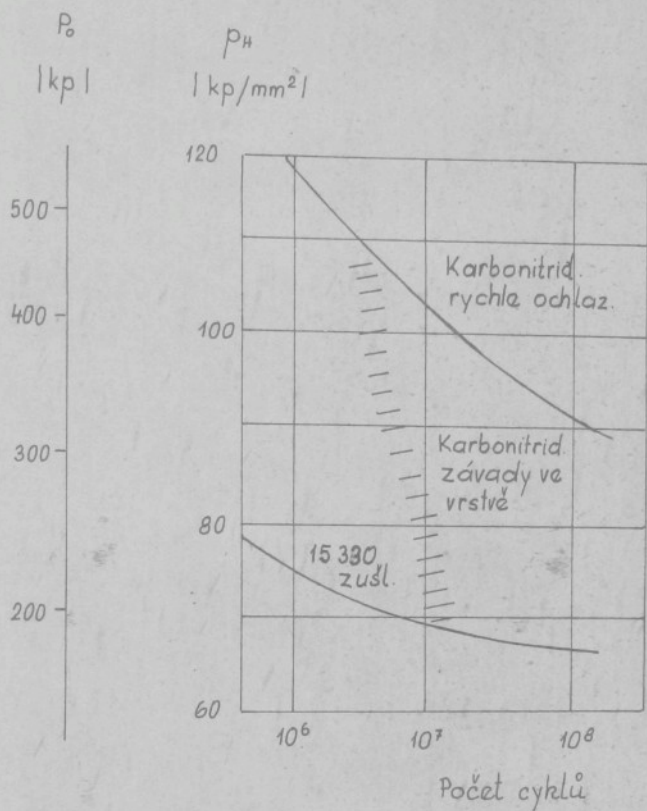
obr. 5.11 - Odlepená vrstva zubu kola B 85, materiál 12060.6
karbonitrideván. Průběh tvrdosti viz obr. 5.6b



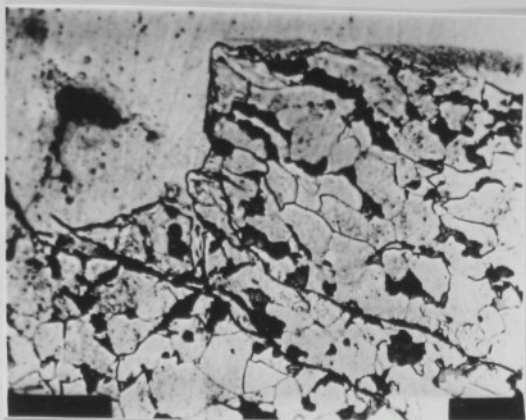
obr. 5.12 - Odlepená vrstva zubu kola ☐, materiál 12060.6
Průběh tvrdosti viz obr. 5.6b. Výsledky běhových
zkušek /1/



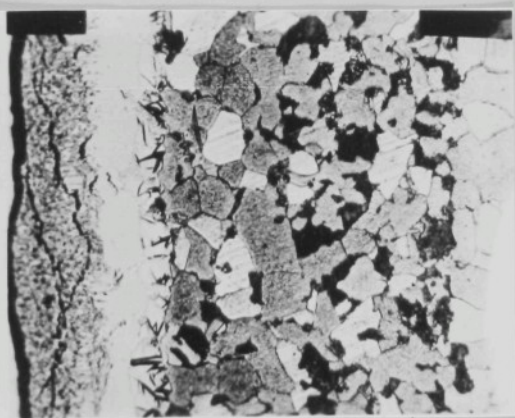
obr. 5.13 - Výsledky běhových zkoušek
 Ozubená kola z oceli 12020 normálně žíhaná
 a karbonitridovaná [11]



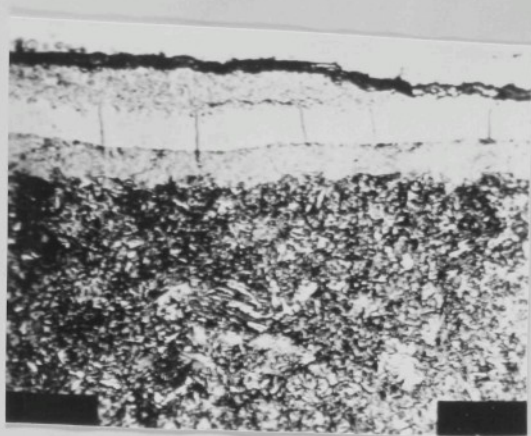
obr. 5.14 - Výsledky běhových zkoušek
 Ozubená kola z oceli 14140,
 zušlechtěná a karbonitridovaná 11/



obr. 5.15 - Rozvoj kontaktního porušení z míst, kde
 došlo k opotřebení karbenitridační vrstvy.
 Materiál 12020 normalizovaný



obr. 5.16 - Porušování povrchové vrstvičky s vnitřní
 oxydací a péry. Materiál 12020 normalizovaný.
 Karbenitridováno a rychle ochlazeno

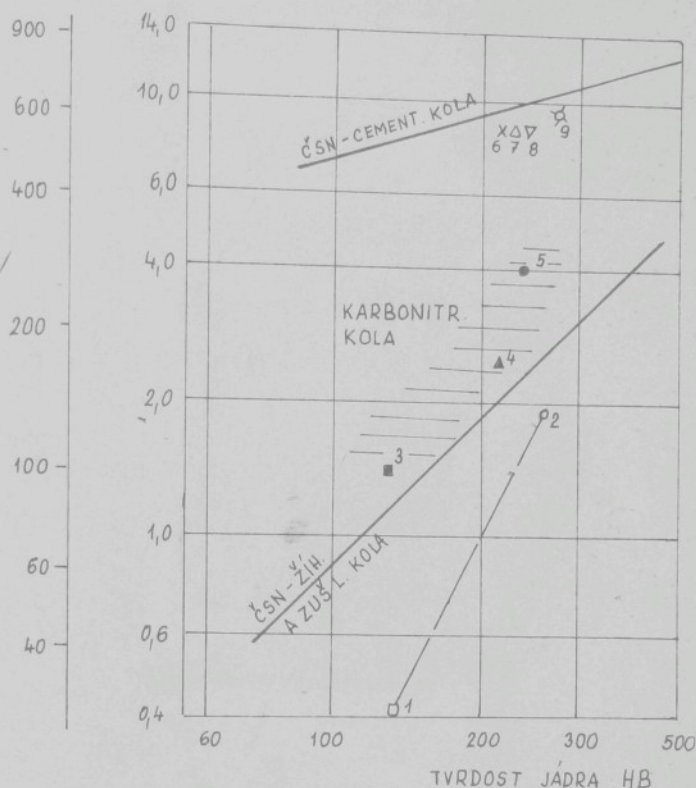


obr. 5.17a - Perušování povrchové nekompaktní vrstvičky
trhlinkami kelmými k povrchu. Materiál
14140, zušlechtěný, karbenitrideván - rychle
echlazeváno



obr. 5.17b - Perušování povrchové nekompaktní vrstvičky
trhlinkami kelmými k povrchu. Materiál
14140, zušlechtěný, karbenitrideván -
pomalu echlazeváno

σ_{Dd} ČSN
 σ_{Dd} BĚH. ZK.
 P_0
 $[kp]$ $[kp/mm^2]$



obr. 5.18 - Porovnání expr. stanovených hodnot
 tvrzených kol s údaji ČSN 01 4686

- 1 - 12020 - normální žhání
- 2 - 15330 - zušlechťení
- 3 - 12020 - karbonitridevání
- 4 - 14140 - karbonitridevání (ČKD)
- 5 - 14140 - karbonitridevání (SVÚM)
- 6 - 15330 - nitridevání ($t = 0,45$ mm)
- 7 - 15330 - nitridevání ($t = 0,65$ mm)
- 8 - 15230 - nitridevání ($t = 0,65$ mm)
- 9 - 14220 - cementování

T A B U L K O V Á Č Á S T

Tabulka 1.1

Porevnání postupů chemickatempeláche zpracování
a povrchové kalení

p o s t u p		celkové náklady na vytvoření vrstvy
Cementování	v prášku	120 %
	v plynu - přetržitý proces - šachetová pec	100 %
	v plynu - nepřetržitý proces - průběžná pec	95 %
Nitro- cementování	nitrocementování v plynu - šachetová pec	90 %
	kyanování v solné lázni (vrstvy do tloušťky 0,3 mm)	85 %
Nitridevání	v plynu	140 %
Povrchové kalení plamenem	kusová a malosériová výroba	75 %
	velkosériová výroba	75 %
Indukční kalení	kusová a malosériová výroba	80%
	velkosériová výroba	65 %

Tabulka 2.2

Výpočtový způsob Materiál	Hodnota pro ozubená kola								
	bp/dp = 1			bp/dp = 1,5			bp/dp = 2		
	přímá $\beta < 15^\circ$	šikmá $\beta = 30^\circ$	šipová $\beta = 30^\circ$	přímá $\beta < 15^\circ$	šikmá $\beta = 30^\circ$	šipová $\beta = 30^\circ$	přímá $\beta < 15^\circ$	šikmá $\beta = 30^\circ$	šipová $\beta = 30^\circ$
Podle výrazu (2-41)									
ocel	1,10	1,32	1,26	1,23	1,48	1,32	1,40	1,68	1,44
litina	1,10	1,32	-	1,23	1,48	-	1,40	1,68	-
Podle skut.hodnoty									
ocel	1,19	1,43	1,37	1,32	1,59	1,45	1,49	1,79	1,55
litina	1,10	1,43	-	1,32	1,59	-	1,49	1,79	-
Podle výrazu 2.45 při $b/l = b/b+dp$									
ocel	1,20	1,35	1,08	1,52	1,73	1,21	2,09	2,42	1,51
litina	1,16	1,27	-	1,41	1,57	-	1,85	2,10	-
Podle výrazu 2.45 při $b/l = b/b+dp$									
ocel, HB > 350	1,16	1,28	1,07	1,42	1,58	1,17	1,87	2,13	1,41
ocel, HB ≤ 350	1,12	1,21	1,05	1,31	1,44	1,13	1,65	1,85	1,31
litina	1,08	1,13	-	1,21	1,29	-	1,43	1,55	-
Podle výrazu 2,45 při $b/l = b/b+2dp$									
ocel	1,22	1,38	1,09	1,60	1,84	1,25	2,28	2,66	1,58
litina	1,15	1,26	-	1,47	1,66	-	1,99	2,29	-
Podle výrazu 2.45 při $b/l = b/b+2dp$									
ocel, HB > 350	1,18	1,30	1,07	1,48	1,67	1,20	2,02	2,33	1,46
ocel, HB ≤ 350	1,13	1,23	1,05	1,36	1,50	1,15	1,77	2,00	1,28
litina	1,08	1,13	-	1,24	1,33	-	1,50	1,65	-

Prof. I. K. Zablonskij: Raspredelenije nagruzki po kontaktnom linijal zaceplenija zubačich poredač (Vestnik mašinostrojenija)

Tabulka 2.3a

Koeficient dynamického zatížení pro přímá kola

stupeň přes- nosti oz.kel	tvrdest prevez. povrchu zubů HB	obvodová rychlost v /m/s/		
		1 - 3	3 - 8	8 - 12
		koeficient K_d		
6	≤ 350	1,00	1,20	1,30
	> 350	1,00	1,20	1,30
7	≤ 350	1,20	1,40	1,50
	> 350	1,20	1,30	1,40
8	≤ 350	1,30	1,55	-
	> 350	1,30	1,40	-

Tabulka 2.3b

Koeficient dynamického zatížení pro kola se šikmými zuby

stupeň přes- nosti oz.kel	tvrdest prevez. povrchu zubů HB	obvodová rychlost v /m/s/				
		2 - 3	3 - 8	8 - 12	12-18	18-25
		koeficient K_d				
6	≤ 350	1,00	1,00	1,10	1,20	1,30
	> 350	1,00	1,00	1,00	1,10	1,20
7	≤ 350	1,00	1,00	1,20	1,30	1,40
	> 350	1,00	1,00	1,10	1,20	1,30
8	≤ 350	1,10	1,30	1,40	7	-
	> 350	1,10	1,20	1,30	-	-

Tabulka 2.4

Základní devalené napětí pro ehv $\sigma_{dev.oh.}$ a pro etlačení $\sigma_{dev.ot.}$

materiál		označení ČSN	stav	pevnost v tahu kp/mm ² (1)	tvrdost n. Briell HB (1)	σ_{00} kp/mm ²	σ_{0a} kp/mm ²
šedá litina		422421		22	185	4,60	1,00
		422424		26	210	5,30	1,15
Bronz		CuSn 6		25	130	6,00	1,20
		CuSn12		20	70	5,00	0,60
oceli na odlitky	uhlík.	422631	žíhaný	38	107	9,50	1,00
		422651	žíhaný	52	146	12,50	1,40
		422661	žíhaný	60	169	14,50	1,65
			pevr.kaleno	60	169	9,00	2,80
	slitina	422720	žíháno	65	183	16,90	1,80
			zušlechť.	75	223	18,00	2,20
		422721	žíháno	65	183	16,00	1,80
			zušlechť.	80	239	19,00	2,30
		422750	žíháno	60	169	14,50	1,65
			zušlechť.	80	239	19,00	2,30
strojní oceli	/	11421	žíháno	42	118	10,00	1,10
		11426	cem. kal.	42	118	16,00	7,40
		11500	žíháno	50	141	12,00	1,32
		11600	žíháno	60	169	14,50	1,65
			per. kal.	60	169	9,00	2,80
		11700	žíháno	70	197	17,00	2,00
			pevr.kal.	70	197	10,50	3,40

ušlechtilé konstrukční oceli		uhlíkové	k cemen- tování	12010	cem. kal	50	141	19,00	8,00
				12020	cem. kal	55	155	20,50	8,10
slitiny	k zušlechťování	12040	žiháno	58	163	14,00	1,60		
		12050	zušlechť.	70	208	17,00	2,00		
			žiháno	66	185	15,00	1,80		
			navrch.kal.	66	185	9,50	3,10		
		13141	zušlechť.	65	192	16,00	1,90		
		13240	zušlechť.	80	239	19,00	2,30		
		15231	zušlechť.	90	269	21,00	2,60		
		15241	zušlechť.	95	285	22,50	2,80		
		16430	zušlechť.	80	239	19,00	2,30		
		16440	zušlechť.	90	269	21,00	2,60		
		k zušle- chťev.	16420	zušlechť.	80	239	19,00	2,30	
	cem. kal.			95	285	35,00	10,10		
	i cemen- tování		16520	zušlechť.	90	269	21,00	2,60	
				cem. kal.	120	359	39,00	11,00	
	k cemen- tování	14120	cem. kal.	65	192	24,50	8,80		
		14220	cem. kal.	80	239	30,00	9,50		
16220		cem. kal.	95	285	35,00	10,00			

1) - uvedené hodnoty platí pro jádra zubu

2) - uvedené hodnoty platí pro průřezy zkouškou menší než
125 mm

Tabulka 4.1

Rovnovážné konstanty reakcí $2\text{CO} \rightleftharpoons \text{C} + \text{CO}_2$; $\text{CH}_4 \rightleftharpoons \text{C} + 2\text{H}_2$ a reakce vodního plynu



teplota °C	$K_I = \frac{P_{\text{CO}_2}}{P_{\text{CO}}^2}$	$K_{II} = \frac{P_{\text{H}_2}^2}{P_{\text{CH}_4}}$	$K_{VI} = \frac{P_{\text{CO}_2} \cdot P_{\text{H}_2}}{P_{\text{CO}} \cdot P_{\text{H}_2\text{O}}}$
427	$3,7453 \cdot 10^3$	$1,1148 \cdot 10^{-1}$	9,02
482	$4,3103 \cdot 10^2$	$3,2573 \cdot 10^{-1}$	5,63
538	$6,4516 \cdot 10$	$8,4746 \cdot 10^{-1}$	3,75
593	$1,2771 \cdot 10$	1,9380	2,66
649	3,0030	4,0816	1,97
704	$8,4745 \cdot 10^{-1}$	7,9365	1,51
760	$2,7322 \cdot 10^{-1}$	1,4327.10	1,20
816	$9,9010 \cdot 10^{-2}$	2,4630.10	$9,80 \cdot 10^{-1}$
871	$4,0161 \cdot 10^{-2}$	3,9841.10	$8,20 \cdot 10^{-1}$
927	$1,7482 \cdot 10^{-2}$	6,2112.10	$6,97 \cdot 10^{-1}$
982	$8,3333 \cdot 10^{-3}$	9,3458.10	$6,04 \cdot 10^{-1}$
1038	$4,2017 \cdot 10^{-3}$	$1,3513 \cdot 10^2$	$5,30 \cdot 10^{-1}$
1093	$2,2727 \cdot 10^{-3}$	$1,8975 \cdot 10^2$	$4,72 \cdot 10^{-1}$
1149	$1,2771 \cdot 10^{-3}$	$2,6110 \cdot 10^2$	$4,23 \cdot 10^{-1}$
1204	$7,5757 \cdot 10^{-4}$	$3,4965 \cdot 10^2$	$3,84 \cdot 10^{-1}$

Tabulka 4.2

Obsahy a aktivity uhlíku v austenitu v rovnováze s cementitem

Teplota °C		723	760	818	871	927	982	1038	1093
rovnováha s grafitem	% C	0,650	0,754	0,917	1,085	1,260	1,439	1,628	1,821
	A_c	1	1	1	1	1	1	1	1
rovnováha s cem.	% C	0,800	0,894	1,039	1,186	1,342	1,502	1,677	1,865
	A_c	1,29	1,24	1,18	1,13	1,09	1,06	1,05	1,04

Tabulka 4.3

Vliv manganu na A_c v austenitu při 1000 °C

Obsah manganu %	Aktivity uhlíku A_c					
	0,2 % C	0,4 % C	0,6 % C	0,8 % C	1,0 % C	1,2 % C
0	0,097	0,195	0,301	0,424	0,563	0,720
2	0,085	0,175	0,277	0,391	0,521	0,665
4	0,078	0,161	0,253	0,358	0,479	0,616
6	0,071	0,148	0,233	0,328	0,441	0,560
8	0,065	0,137	0,214	0,303	0,405	0,526
10	0,060	0,127	0,198	0,280	0,373	0,484
12	0,055	0,117	0,183	0,258	0,347	0,445
14	0,050	0,107	0,167	0,237	0,318	0,408

Tabulka 4.4

Vliv křemíku na A_c v austenitu při 1000 °C

Obsah křemíku %	Aktivity uhlíku A_c				
	0,2 % C	0,4 % C	0,6 % C	0,8 % C	1,0 % C
0	0,097	0,195	0,301	0,424	0,563
1	0,107	0,226	0,358	0,567	0,674
2	0,127	0,267	0,427	0,607	0,810
3	0,157	0,334	0,533	0,762	
4	0,197	0,415	0,662	0,945	

Tabulka 5.1

převodový poměr i	pasterek nebo kolo	rozměry ozubení				šířka ozub. $b [mm]$	součin. záběru ϵ
		modul /mm/	poč. zubů z	rezteč ϕ $D_r [mm]$	úhel záběru α°		
1:1,88	pasterek	4	25	100	20°	15	1,68
	kolo		47	188		15	

Tabulka 5.2a

převod. poměr i	paster. nebo vloř. kolo	rozměry ozubení						součin. záběru ϵ
		modul /mm/	počet zubů z	rezteč. ϕ $D_r [mm]$	úhel záb. α	šířka ozub. $\beta [mm]$	úhel sklenu β	
27:25	pastor.	2,5	27	77,942	23° 17'	30	30°	1,46
	kolo		55	158,771	40"	32		

Tabulka 5.2b

převodový poměr i	pasterek nebo kolo	rozměry ozubení				šířka ozub.	součin záběru ϵ
		modul /mm/	poč. zubů z	rezteč ϕ $D_r [mm]$	úhel záběru α		
32:63	pasterek	2,5	32	80	20°	15	—
	kolo		63	157,5			

Tabulka 5.3

Chemické složení materiálů

ocel ČSN	v / % /										pozn.
	C	Mn	Si	Cr	P	S	Mo	V	Al	Ti	
120 20	0,18	0,67	0,31	-	0,03	0,018					
14140	0,4 0,37	0,64 0,68	0,20 0,25	0,99 1,11	0,013 0,012	0,014 0,008					pastor kela
12060	0,60	0,80	0,37								
15330	0,3	0,63	0,24	2,57	0,022	0,013	0,29	^V 0,23			
15230	0,29	0,43	0,33	2,48	0,015	0,020		^V 0,16			
14 220	0,16	1,43	0,3	1,02	0,024	0,011		^V 0,05			
14340	0,34	0,39	0,36	1,6	0,018	0,009		^{Al} 1,75			
14223	0,19	0,79	0,37	1,0						0,1	

Tabulka 5.4a

Mechanické vlastnosti materiálů ozubených kol
(nitridování, cementování)

ozn. skup. kol	Materiál ČSN a zprac.	jádra			povrch.vrstvy		poznámka
		σ_{kt} [kp/mm ²]	σ_{pt} [kp/mm ²]	R [kp/cm ²]	Houřka p.v. [mm]	[HV 10] tvrdost	
N ₁	15330 zušlechť. nitrid.	69	78,9	11,7 13,3 14,4	0,65	750	nitrid. 84 h při teplotě 500 - 510 °C
N ₂	15330 zušlechť. nitrid.	67,1	83,9	12,9 15,4 11,7	0,45	750	nitrid. 42 h při teplotě 500 - 510 °C
N ₃	15330 zušlechtěn	80	89	11,9 11,1 12,0	-	270 (HB)	-
N ₄	15230 zušlechť. nitrid.	72,3	82	6,8 5,1 7,3	0,65	750	nitrid. 83 h při teplotě 500 - 510 °C
N ₅	14340 nitrid.	58,9	79,3	9,5 9,4 9,3	0,65	750	nitrid. 65 h při teplotě 490 - 500 °C
N ₆	14223 zušlechť. nitrid.	68	83	8,4 8,8 8,3	0,30	700	nitrid. 33 h při teplotě 500 - 510 °C
N ₇	120.20.1 nitrid.	45	75	- -	0,45	660 (HVO, 1)	-
C ₁	14220 cementován	79	97,3	5,7 5,1 5,1	0,90	750	-
C ₂	14223 cement.	70	100	-	0,90	710 (HVO, 1)	-

Mechanické vlastnosti jádra pekucných kel
(Karbonitridování)

Označení skupiny kel	Materiál dle ČSN a zpracování	σ_{kt} /kp/mm ² /	σ_{pe} /kp/mm ² /	R /kp/cm ² /
K ₁	12020 norm. žihání	29,6	47,2	8,6 7,8 8,3
K ₂	12020 aerm.ž.+kربول- nitrid.pem.chl.	28,6	45,8	8,6 12,0 12,2
K ₃	12020 norm.6.+karb. nitr.rych.echl.	31,2	47,3	7,1 7,7 7,7
K ₄	14140 zušl. + karbonitr. pomalu echl.	59,3	73,5	8,9 9,1 9,1
K ₅	14140 zušl.+ karbonitr. rychle echl.	60,4	74,6	8,9 10,0 10,0
K ₆	12020 aerm.ž.+kربولitr. pomalu echl.	45,-	75	-
K ₇	12060 zušl. + karbonitr. pomalu echl.	50	82	-
K ₈	12060 zušl. + karbon. pomalu echl.	54	90	-

Tabulka 5.5

Přehled výsledků běhových zkušek ezubených kol

znač. skup. kol	materiál	způsob tepelného zpracování	pevnost jádra $\sigma_{H,2}$ /kP/mm ²	tvrdost boků z. HRC	obv. síla Po/kp/	kritické namáhání při 10^8 cyklech			
						Hertz tlak p_H /kP/mm ²	hl. nap. $\sigma_{H,2}$ /kP/mm ²	mez. nap. $\sigma_{H,2}$ /kP/mm ²	teplota oleje /°C/
K ₁	12020	norm. žíhání	47,2	130	49	35,7	20,3	19,3	32
K ₂	12020	norm. žíh + karb. pomalu echlaz.	45,8	398 1422	64	40,8	23,2	24,1	44
K ₃	12020	n. žíh. + karben. rychle echlaz.	47,3	442 1388	144	61,5	34,8	35,2	42
K ₄	14140	zušlechť. + karben. pomalu echlaz.	73,5	603 1061	185	70,00	39,44	40,4	42
K ₅	14140	zušlechť. + karben. rychle echlaz.	74,6	467 1413	380	102,7	58,0	58,7	47
K ₆	12020	n. žíh. + karben. pomalu echlaz.	75	842 (HV 0,1)	334 222	46,8 39	26,46 22,05	28,08 ⁵⁾	75
K ₇	12060	zušlechť. + karben. pomalu echlaz.	82	710 (HV 0,1)	334 222	46,8 39	26,46 22,05	32,50 ⁵⁾	65
K ₈	12060	zušlechť. + karben. pomalu echlaz.	90	629 (HV 0,1)	334 222	46,8 39	26,46 22,05	31,2 ⁵⁾	63

1) hodnoty v oxid. vrstvě

2) hodnoty v kontaktní vrstvě

3) hodnoty při výkonu 30 k

4) hodnoty při výkonu 20 k

5) hodnoty při 5,4 . 10⁸ cyklech

Tabulka 5.5 (pokračování)

Přehled výsledků běhových zkoušek ozubených kol

znač. skup. kol	materiál	způsob tepelného zpracování	pevnost jádra 2/ kp/mm ²	tvrdost béků z. HM30	kritické namáhání při 10 ⁸ cyklech			
					obv. síla P ₀ /kp/	Hertz tlak p _H /kp/mm ²	hl.nap. σ _H - 2 /kp/mm ²	mez.nap. σ _d - 2 /kp/mm ²
N ₁	15330	zušlechť.+nitr.	750	79	808 (856)	146 (150)	81,78 (84,68)	87,5
N ₂	15330	zušlechť.+nitr.	750	80	856	150	84,68	81,37
N ₃	15330	zušlechť.	270	89	184 (184)	70 (70)	39,44 (39,44)	39,2
N ₄	15230	zušlechť.+nitrid	750	82	856	150	84,68	87,55
N ₆	14223	zušlechť.+nitrid	700	80	376 (250)	110 (89,6)	54,7 (44,5)	-
N ₇	12020	norm.žih.+nitrid	660	75	376 (250)	110 (89,6)	54,7 (44,5)	-
C ₁	14220	cementované	750	97	856	150	84,68	79,4
C ₂	14223	cementované	710	100	334 (222)	46,8 (39)	26,06 (22,05)	-

1) hodnoty v závorkách - kritické namáhání při 2.10⁷ cyklech

2) hodnoty při výkonu 30 k

3) hodnoty při výkonu 20 k

Přehled složení karbenitridovaných vrstev u jednotlivých skupin kel

skupina kel ocel zpracování	vrstva karbenitr.			tloušť.	hleb
	celková tloušť.	tloušťka kompakt. vrstvy	max. obs. N v pov- vrstv.	vrstvy C - N austen.	prům. N(1
	[μm]	[μm]	%	[μm]	[μm]
12020, norm. žíh. karbenitridováno pomalu ochlazováno	6 - 41	2 - 21	4,94	5 - 16	800
12020, norm. žíh. karbenitridováno rychle ochlazováno	8 - 53	1 - 26	4,68	5 - 16	800
14140, zušlechtěno karbenitridováno pomalu ochlazováno	7 - 15	1 - 4	3,42	0	590
14140, zušlechtěno karbenitridováno rychle ochlazováno	24 - 74	4 - 17	5,35	10-17,5	1000
12020, norm. žíháno karbenitridováno pomalu ochlazováno	58	39	-	-	-
12060, zušlechtěno karbenitridováno pomalu ochlazováno	70	35	-	-	-
12060, zušlechtěno karbenitridováno pomalu ochlazováno	50	29	-	-	-

(1) - do hloubky s obsahem dusíku větším než 0,05 %

Obsah

	str.
1. Úvod	2
2. Kontaktní namáhání na zubech ezubečných kel . . .	7
2.1. Skluz na profilech zubů ezubečných kel	7
2.2. Skluzová a valivá rychlost ezubečných kel	10
2.3. Tření a koeficient tření na zubech ezubečných kel	16
2.4. Faktory ovlivňující koeficient tření na zubech . ezubečných kel	26
2.5. Zatížení a síly na zubech ezubečných kel.	30
2.6. Typy poškození zubů ezubečných kel.	44
2.7. Výpočet kontaktní pevnosti ezubečných kel	47
3. Výpočet kontaktní pevnosti tvrzených ezubečných kel	59
3.1. Kontaktní namáhání	59
3.2. Kontaktní namáhání a požadavky na tloušťku vrstvy	62
3.3. Kritérium k posouzení kontaktní unesnosti.	65
4. Základní teorie o povrchovém tvrzení ezubečných kel chemickotepelným zpracováním	67
4.1. Syčení povrchu oceli uhlíkem a dusíkem při chemickotepelném zpracování.	67
5./ Výsledky běhových zkoušek povrchově tvrzených ezubečných kel	107
5.1. Zkušební zařízení . . ./	107

5.2.	Mazání zkušných ozubených kol	107
5.3.	Způsob zkoušení ozubených kol	108
5.4.	Zkušební kola	108
5.5.	Výsledky běhových zkoušek	113
5.6.	Zhodnocení výsledků běhových zkoušek s ohledem na výpočtové podklady ozubení . .	124
5.7.	Zhodnocení faktorů ovlivňujících kontaktní únavevou pevnost tvrzených ozubených kol. .	125
6.	Závěr	126
	Obrázková část	128
	Tabulková část	167
	Obsah	183
	Seznam použité literatury	185

Literatura

- /1/ Linhart, V.: Únesnost ezubených kol nízkoteplotně karbenitridevaných v plynu. Zpráva SVÚM, Z-70-2360.
- /2/ Přenesil, B.: Výzkum nízkoteplotního karbenitridevání konstrukčních ocelí a slitin. Zpráva SVÚM, Z-68-2096.
- /3/ Niemann, G. - Rettig, H.: Weinichtrierte Zahneräder. VDI-Z, 102, 1960, s. 193-202.
- /4/ Rettig, H.: Nitrieren in Getriebebau. Konstruktion, 18, 1966
- /5/ Linhart, V.: Nitridevaná ezubená kola a jejich únesnost. Strojírenství 19, č. 8, 1969, str. 501 - 508
- /6/ Meduna, O. - Beneš, Š.: Únesnost povrchově kalených ezubených kol v etlačení. Sborník vědeckých prací, VŠST. Liberec, 1972
- /7/ Klementjěv, M.N.: Koeficient trenija kak funkcija tēmpěratyry kontakta. "Vestnik mašinostrejenija", 1962. 42, č. 10, s. 43 - 45
- /8/ Keteva, F. - Kočina, I.: Teorija mehanizmov i mašin. Moskva 1949
- /9/ Trubin, T.G: Kontaktnaja ustanovka zubov prijamugelnyh šestěren. Moskva, 1950.
- /10/ Zablenskij, K.J.: Respredelenije nagruski na kontaktnym linijam zaceplenija zubčatych peredač, "Vestnik mašinostrejenija", 1969, 49, č. 8, s. 24 - 29.
- /11/ Rešetov, M.D.: Detali mašin. Moskva, 1961

- /12/ Meduna, O.: Vybrané stati z částí strojů II. SNTL, Praha, 1965.
- /13/ Belek, A.: Části strojů II. SNTL Praha, 1963
- /14/ Cameren, A.: The principles of Lubrication. Londen, 1966.
- /15/ Glaubic, H.: Die zwackmässige Einhärtungstiefe bei oberflächengehärteten Getriebetägen. "Z. VDI", 1958, 100, č. 6. s- 216 - 226
- /16/ Rechter, W.: Dr FZG - Pittig - Test zur Ermittlung der Zahnflanken, Tragfähigkeit. Konstruktion, 1960
- /17/ Přenesil, B.: Nitrocementace. SNTL, Praha 1964
- /18/ Grubin, A.N.: Kontaktnyje napraženiya zubčatych i čerbjačnyh zaceplenijach. = In: Issledovaniye kontakta dėtalej mašin. Moskva 1949,
- /19/ Levanov, V.L.* Kudrjacev, V.N.: Izgibnaja vineslivesť zubčatych keles podvergautych rezličnym uprečnėnijem. Vestnik Mašinestrojenija č. 3, 1968