

# De invloed van het lagermateriaal op de grenscondities voor volledige hydrodynamische smering in radiale lagers. Deel 4 en slot.

**Citation for published version (APA):**

Landheer, D. (1981). De invloed van het lagermateriaal op de grenscondities voor volledige hydrodynamische smering in radiale lagers. Deel 4 en slot. *Constructeur*, 20(5), 68-75.

**Document status and date:**

Gepubliceerd: 01/01/1981

**Document Version:**

Uitgevers PDF, ook bekend als Version of Record

**Please check the document version of this publication:**

- A submitted manuscript is the version of the article upon submission and before peer-review. There can be important differences between the submitted version and the official published version of record. People interested in the research are advised to contact the author for the final version of the publication, or visit the DOI to the publisher's website.
- The final author version and the galley proof are versions of the publication after peer review.
- The final published version features the final layout of the paper including the volume, issue and page numbers.

[Link to publication](#)

**General rights**

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal.

If the publication is distributed under the terms of Article 25fa of the Dutch Copyright Act, indicated by the "Taverne" license above, please follow below link for the End User Agreement:

[www.tue.nl/taverne](http://www.tue.nl/taverne)

**Take down policy**

If you believe that this document breaches copyright please contact us at:

[openaccess@tue.nl](mailto:openaccess@tue.nl)

providing details and we will investigate your claim.

# De invloed van het lagermateriaal op de grenscondities voor volledige hydrodynamische smering in radiale lagers (4 en slot)

Na behandeling van de grondslagen van de hydrodynamische smering in radiale glijlagers en kwantificering van het daarbij optredende draagvermogen als functie van de asligging (deel 1), bespreking van verschillende afwijkingen van de ideale lagergeometrie en hun betekenis voor het hydrodynamische draagvermogen en een uitwerking van de invloed van loopvlakruwheid (deel 2) en elastische vervormbaarheid van de loopvlakken op de grenscondities voor hydrodynamische smering (deel 3), komt nu de invloed van slijtage aan de orde.

Eerst wordt de verandering van de toelaatbare minimale filmdikte door wijziging van de ruwheidsgehalte tijdens het inlopen beschouwd en vervolgens wordt ingegaan op de invloeden van maatverandering door slijtage. Hierbij is de ligging van de contactzone ten opzichte van elk der loopvlakken zeer belangrijk: stilstaand en rondlopend contact worden onderscheiden. Het artikel wordt afgesloten met een reeks conclusies.

## 8. Invloed van slijtage op de grenscondities voor volledige smering

Bij bedrijf onder gemengde smering – dus bij  $\phi > \phi_c$  – zullen zich onder invloed van het mechanisch contact twee typen veranderingen in de laging kunnen voordoen:

- door het zogenaamde *inlopen* kan de ruwheidsgehalte van het lager en eventueel ook die van de as veranderen
  - door *slijtage* – die verder gaat dan het inlopen – kunnen afmetingen en vorm van het lager en eventueel de as veranderen.
- Beide hebben invloed op de grenscondities voor volledige smering.

### Inlopen

Hoewel men onder inlopen in het algemeen ook kleine in bedrijf optredende correcties op de macrogeometrie – bij voorbeeld in verband met uitlijningsfouten en fabricageonnauwkeurigheid – verstaat, wordt nu alleen gekeken naar veranderingen in de ruwheidsgehalte. Glijdend mechanisch contact veroorzaakt in de loop van enige bedrijfstijd een 'evenwichtsruwheidspatroon', dat primair afhankelijk is van de combinatie van de loopvlakmaterialen en van het smeermiddel en verder beïnvloed wordt door de feitelijke bedrijfscondities (belasting, snelheid, temperatuur, eventuele aanwezigheid van vrije deeltjes in de smeerspleet). In het algemeen zal de hoogteverdeling in het ruwheidsprofiel zijn Gausse karakter – dat meestal aan verse, verspanend bewerkte oppervlakken valt waar te nemen – verliezen.

De 'procesruwheid', die door het inlopen ontstaat, kan kleiner zijn dan de uitgangsruwheid – bij voorbeeld doordat alleen de hoogste toppen zijn afgesleten – maar evengoed groter, onder andere door het optreden van materiaaloverdracht en door kraswerking.

Als nog geen ervaring met het betrokken glijkoppel bestaat, laat de procesruwheid zich niet makkelijk voorspellen. In het algemeen moet experimentele beproeving uitsluitel geven, een zaak waar onder andere de afdeling OBT van het Metaal instituut TNO mee vertrouwd is en waar ook andere tribologische instituten mee kunnen helpen [17].

(NB: Bij de vervaardiging van een laging waarin in bedrijf, bij voorbeeld bij aan- en uitlopen, mechanisch contact is te verwachten,

heeft men geen ruwheid na te streven die effectief kleiner is dan de bij het systeem behorende procesruwheid.)

Figuur 25 toont voorbeelden van oppervlakprofielen, zoals in bedrijf zijn ontstaan.

Bij de schatting van de kritieke ruwheidsmaat  $h_c$  van een (ingelopen) oppervlak dient als uitgangspunt dat de voor de algemene smeermiddelstroming karakteristieke begrenzing wordt gegeven door de middenlijn van het profieltype, dat over het overgrote deel van het loopvlak domineert: incidentele toppen en groeven worden door de algemene stroming niet 'gevoeld'. Noem deze middenlijn de 'basislijn' of hydraulische middenlijn. Als door inlopen het oppervlakprofiel slechts zeer lokaal is veranderd, komt de ligging van de basislijn overeen met die van de middenlijn van het profiel van het verse oppervlak, anders kan een verschuiving optreden. De middenlijn van het feitelijke (ingelopen) profiel kan met de basislijn samenvallen, maar er ook boven of onder liggen, zie figuur 26.

Essentieel voor het optreden van aanraking tussen gesmeerde loopvlakken is nu hoe ver de hoogste toppen boven de hydraulische middenlijn uit in de smeerfilm steken, dat wil zeggen de afstand tussen 'toplijn' en basislijn (figuur 26).

De gebruikelijke ruwheidsmetingen geven daarover in het algemeen geen uitsluitel, omdat daarin niet de basislijn als referentie geldt, maar de 'nieuwe middenlijn', welke functioneel minder betekenis heeft.

Alléén voor oppervlakken met een Gausse hoogteverdeling – zoals verse, verspanend bewerkte loopvlakken – geven dergelijke metingen directe aanwijzingen over  $h_c$ . Een goede benadering blijkt te zijn [16]:

$$h_c = 2,5 \cdot r_m \quad (17b, 17c)$$

met  $r_m$  = geometrische middenruwheid volgens figuur 10. Mocht de ruwheidsmeter alleen de algebraïsche middenruwheid  $r_a$  geven, dan bedenke men dat voor een Gausse ruwheidsverdeling is

$$r_m = \sqrt{2} \cdot r_a$$

In het algemeen moet voor het bepalen van  $h_c$  het reële (geschreven) oppervlakprofiel geanalyseerd worden. Door vergelijking met de resultaten van numerieke verwerking van gemeten hoogteverdelingen en met resultaten van glijlagerproeven is gebleken [16] dat men (met enige ervaring) een goede benadering van  $h_c$  krijgt door in de registratie van een oppervlakprofiel op het oog de basislijn te schatten en vervolgens af te lezen hoever de topline daarboven ligt (figuur 26). De kritieke ruwheidswaarde  $h_c$  is eenvoudig gelijk aan de afstand tussen basis- en topline.

Wie in plaats van deze ietwat subjectieve benadering van  $h_c$  liever een 'volledig objectieve' bepaling gebruikt, of de resultaten daarvan naast de benadering wil leggen, kan van een bestaand computerprogramma gebruik maken, ter analyse van het ruwheidsprofiel [13]. (NB: Anders dan men wellicht zou vermoeden, leveren deze werkwijzen niet de allergrootste tophoogte op, die verantwoordelijk is voor het eerste contact bij filmdikte  $h_i$  (zie figuur 13). Dit wordt plausibel door te bedenken dat de profielregistratie altijd slechts een kleine fractie van het totale loopvlak weergeeft, zodat de kans om de

allerhoogste toppen terug te vinden uiterst gering is\*). Het profiel toont kennelijk - gemiddeld over enkele registraties volgens NEN 3631 en volgende - de voor de ligging van het minimum in de Stribeck-kromme representatieve ruwheidshoogte  $h_c$ .

Ter bepaling van de kritieke minimale filmdikte  $h'_c$  moeten de kritieke ruwheidshoogten van de samenwerkende loopvlakken gesommeerd worden.

Omdat de hoogste toppen van het ene oppervlak in het algemeen niet recht tegenover die van de glijpartner liggen, is algebraïsche optelling niet juist. Beter voldoet geometrische somming, zodat

$$h'_c = \{h_{c, \text{as}} + h_{c, \text{lager}}\}^{\frac{1}{2}}$$

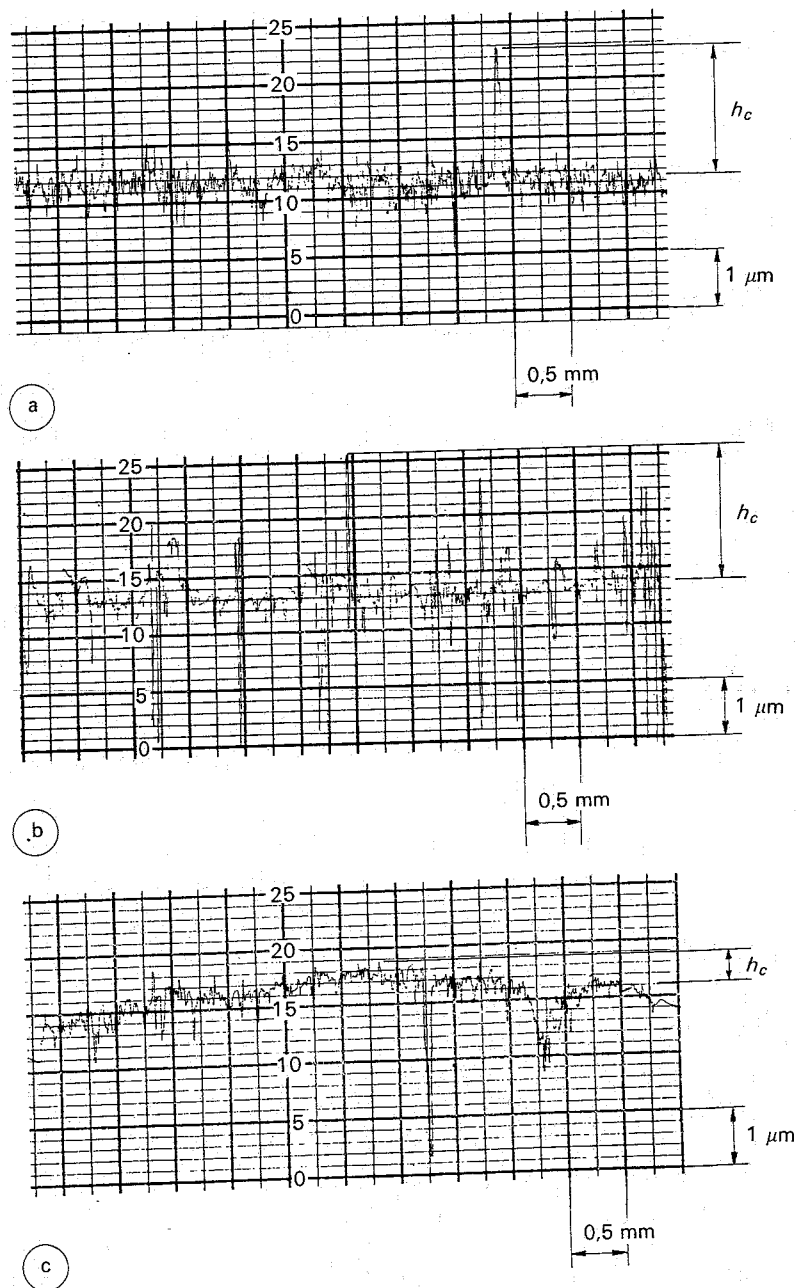
(17a)

### Slijtage

Van die delen van een loopvlak, waar veelvuldig glijdende aanraking met de contactpartner optreedt, zal door slijtage materiaal verwijderd worden. Als na een inlooperperiode de condities voor het slijtageproces niet meer zouden veranderen en zich een evenwichtsproces kan instellen (men denke daar niet te licht over), dan geldt voor het materiaalvolume, dat door het evenwichtsslijtageproces van een loopvlak verwijderd wordt:

$$\Delta V_1 = K_1 \cdot F_1 \cdot s_1 \quad (34)$$

\*) Bij mild inlopen zal  $h_i$  in het algemeen sterker afnemen dan  $h_c$ .



Figuur 25:  
Voorbeelden van oppervlaktegedaanten die in bedrijf onder gemengde smering zijn ontstaan

- a. profiel met incidentele sterk positieve afwijkingen (staal na lopen tegen brons)
- b. profiel met incidentele sterk positieve en negatieve afwijkingen

- (staal na lopen tegen brons)
- c. profiel incidentele sterk negatieve afwijkingen (witmetaal na lopen tegen staal)

NB: De gezien de ruwheid volgens NEN 3622 te kiezen basislengte (zie figuur 10) is veel kleiner dan de lengte van het getoonde profiel

# De invloed van het lagermateriaal op de grenscondities voor volledige hydrodynamische smering in radiale lagers (4 en slot)

van het materiaal van de contactpartner en het milieu (de olie, enzovoort) af, terwijl veelal ook oppervlaktegedaante en bedrijfsomstandigheden een rol spelen.  $K$  kan onder grenssmering bepaald worden door glijproeven bij zeer lage glijnsnelheid (vergelijk de betreffende onlangs vastgestelde ISO-ontwerpnorm, [18]). Het slijtagegedrag onder gemengde smering is daarmee echter nog niet gegeven. In eerste ruwe benadering zou men om het materiaalverlies onder gemengde smering met (34) af te schatten, kunnen hanteren:

$$K_1 = K_{1 \text{ grens}} = \text{slijtagefactor onder grenssmering} \quad (35)$$

$$F_1 = \alpha \cdot F = \text{direct mechanische belasting} \quad (36)$$

$\alpha$  is de mechanisch overgebrachte fractie van de belasting, zoals besproken in hoofdstuk 6; de waarde van  $\alpha$  is globaal uit de (experimenteel waar te nemen) wrijvingscoëfficiënt te vinden, zie figuur 18. Onjuistheden kunnen bij deze aanpak ontstaan, doordat ten opzichte van de grenssmeringsconditie het contact bij  $\alpha < 1$  meer tot de toppen van de oneffenheden is beperkt en de glijnsnelheid in het algemeen hoger ligt.

### Stilstaand en lopend contact

Voor de invloed die slijtage op de smeringstoestand van een radiaal lager heeft, is uiterst belangrijk hoe de ligging van de contactzone in de loop van de tijd ten opzichte van elk der loopvlakken verandert.

waarin:

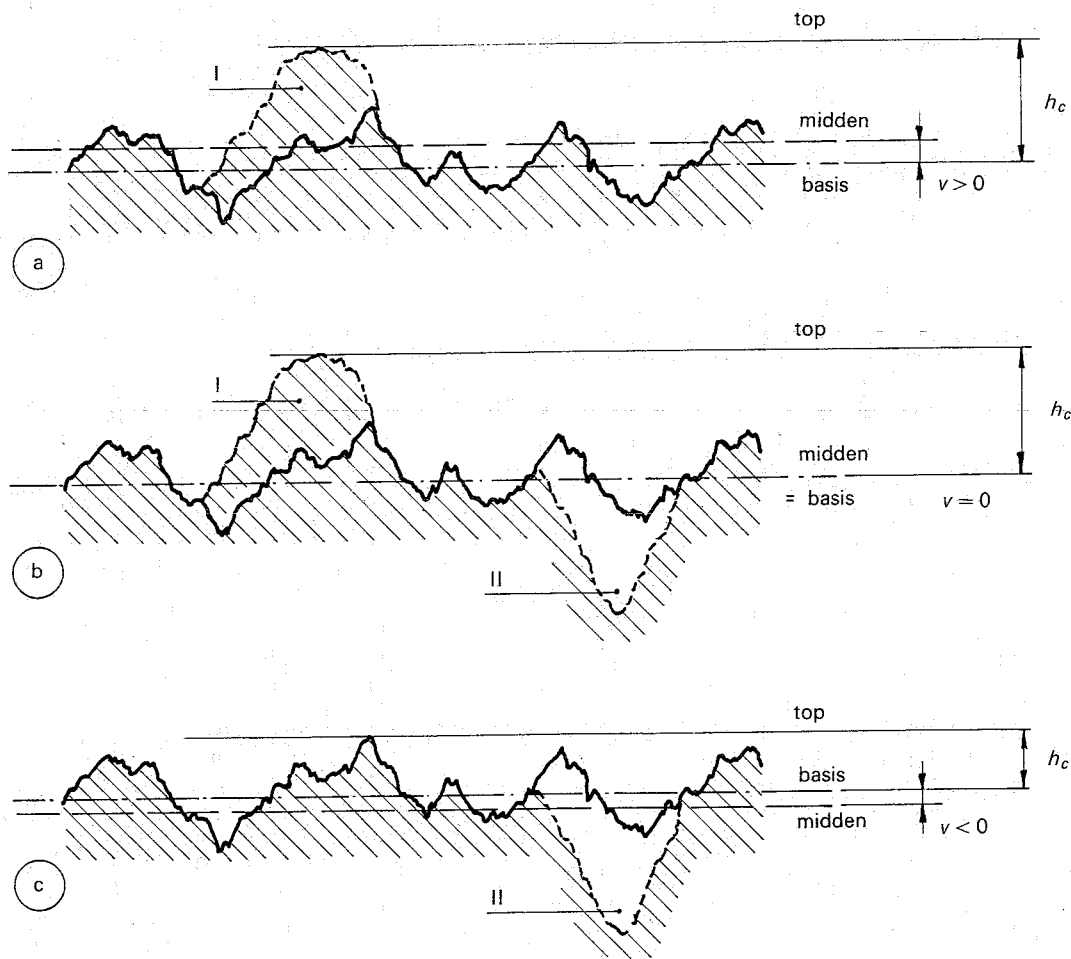
$\Delta V$  = afgesleten volume

$K$  = slijtagefactor (dimensie: volume/kracht · weg)

$F$  = normale belasting

$s$  = netto glijweg van de contactpartner over het beschouwde loopvlak

De index slaat op het loopvlak waarvan de slijtage wordt beschouwd. De slijtagefactor hangt behalve van het loopvlakmateriaal minstens



Figuur 26:

Kritieke ruwheidswaarde  $h_c$  van een loopvlak, gegeven door de afstand tussen de top van de hoogste oneffenheid in een oppervlakteprofiel en de hydraulische midden- of basislijn (zie tekst)

a. incidentele verhogingen in het profiel – bij voorbeeld door materiaaloverdracht (I) of opstulping – kunnen wel de geometrische middenlijn verschuiven (verschuiving  $v$ ) maar laten de basislijn ongemoeid  
b. door combinatie van incidentele verhogingen (I) en verdiepingen (bij

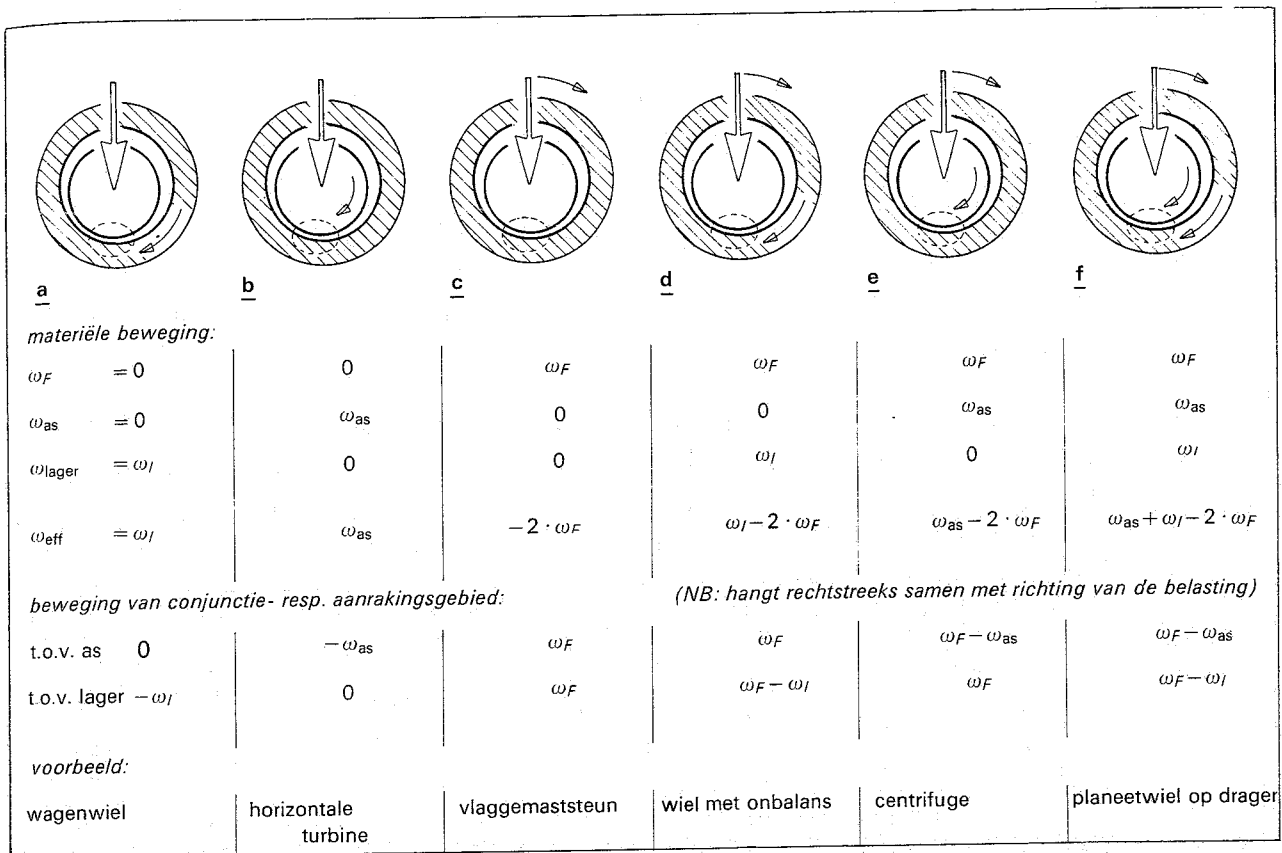
voorbeeld groeven, II) – maar bij voorbeeld ook afplattung van toppen en opvulling van dalen – kunnen in het profiel na slijtage eventueel de geometrische en hydraulische middenlijnen nog samenvallen  
c. als de incidentele profielafwijkingen door slijtage negatief zijn, komt de geometrische middenlijn onder de basislijn te liggen.  
In alle gevallen van slechts incidenteel gestoorde profielen wordt voor de meting van  $h_c$  uitgegaan van de basislijn.

Fi  
V  
ra  
re

Een s  
op di  
over l  
van d  
Via in  
reeds  
versch  
minim  
rechts  
figuur  
zien, n  
asbel

In ve  
van  
voort  
word  
overt  
glijpa  
loosd  
gekoz  
(figu  
riaal

Over  
Beve  
laagd  
 $\Delta V$  en



Figuur 27: Voorbeelden van stationaire bewegings- en belastingspatronen in een radiaal glijlager en daarmee samenhangende beweging van conjunctie- resp. contactgebied over as en lager

(Niet-stationair (= dynamisch) bedrijf leidt meestal tot niet-continue beweging van conjunctie- resp. contactzone over de loopvlakken)

Een stilstaand contact leidt tot lokaal materiaalverlies en daardoor op die plaats een vormaanpassing van as en lager, terwijl een zich over het loopvlak verplaatsend contact gespreide slijtage en afname van de conformiteit veroorzaakt.

Via introductie van de effectieve hoeksnelheid  $\omega_{eff}$  toonde figuur 4b reeds dat hydrodynamisch gezien stationaire lagerbelasting zich bij verschillende bewegingspatronen kan voordoen. De positie van de minimale filmdikte – en dus voor  $\phi > \phi_c$  die van de contactzone – is rechtstreeks gekoppeld aan de richting van de belasting (vergelijk figuur 5). Figuur 27 laat een aantal voorbeelden van contactsituaties zien, met als extremen de stilstaande lager- respectievelijk stilstaande asbelasting.

In veel gevallen loopt in een glijlager een stalen oppervlak over een van 'lagermateriaal'; meestal is de as van staal, maar door bij voorbeeld opspuiten kan ook de as van lagermateriaal voorzien worden waarbij dan het lager van staal of gietijzer is. In het algemeen overtreft de slijtagefactor van het lagermateriaal verre die van de glijpartner, zodat voor de huidige beschouwing de laatste verwaarloosd wordt. Ter behandeling worden nu de eenvoudige gevallen gekozen waarin het contact regelmatig over het lagermateriaal loopt (figuur 27a), respectievelijk stilstaat ten opzichte van het lagermateriaal (figuur 27b).

Over het lagermateriaal rondlopend contact

Onverschillig of het lagermateriaal zich op as- of lagerloopvlak bevindt, is bij rondlopend contact op dit materiaal de afgesleten laagdikte  $h_s$  eenvoudig gelijk aan het quotiënt van afgesleten volume  $\Delta V$  en werkzaam oppervlak. Acht men  $\Delta V$  beschreven door vergelij-

king (34) – dat wil zeggen dat inloopverschijnselen verwaarloosd worden – dan is na  $n$  omwentelingen van de as bij  $\phi > \phi_c$  in de situatie getoond in figuur 27a

$$h_s = \frac{\Delta V}{2\pi \cdot r \cdot b} = n \cdot K \cdot \frac{F}{b} \quad (37)$$

Door deze slijtage is de relatieve verandering van de straal  $r$  van de lagering gering, maar de radiale speling kan merkbaar toenemen. Is de oorspronkelijke of nominale speling  $\Delta r$  en die na slijtage  $\Delta r_s$ , dan geldt

$$\frac{\Delta r_s}{\Delta r} = \frac{\Delta r + h_s}{\Delta r} = 1 + n \cdot \frac{K}{\Delta r} \cdot \frac{F}{b} \quad (38)$$

De invloed van deze maatverandering op de voor optreden van gemengde smering kritieke waarden van het lagerkental of van de grootheid  $\eta\omega/p_g$  blijkt door substitutie van  $\Delta r_s$  voor  $\Delta r$  in vergelijking (27) of (32):

$$\phi_{cs} \left\{ = \left( \frac{\Delta r_s}{r} \right)^2 \cdot \frac{p_g}{\eta \cdot \omega} \right\} = k_E \cdot \frac{\Delta r_s}{h_c} = \frac{\Delta r_s}{A} \quad (39a)$$

en

$$\left( \frac{\eta \cdot \omega}{p_g} \right)_{cs} = F(\Pi_E) \cdot \frac{h_c}{R_s} = \frac{A}{R_s} \quad (40a)$$

waarin – zie vergelijking (31) –  $R_s \approx r^2/\Delta r_s$ . Hanteert men, om vergelijking met de uitgangstoestand te vergemakkelijken, de nomi-

# De invloed van het lagermateriaal op de grenscondities voor volledige hydrodynamische smering in radiale lagere (4 en slot)

$(\eta \cdot \omega / p_g)_c$  als functie van het aantal omwentelingen voor. Er zijn enkele situaties te onderscheiden:

1. De lagering werkt onder grenssmering, de mechanisch overgebrachte fractie van de belasting  $\alpha$  bedraagt dus 1. Bijgevolg is de slijtagesnelheid volgens vergelijking (34) constant en resulteert lijn (I.1).
2. De lagering werkt onder gemengde smering, dus  $0 < \alpha < 1$ . De slijtagesnelheid is lager dan bij 1, maar door de afname van het hydrodynamisch draagvermogen neemt  $\alpha$  geleidelijk toe, zodat tenslotte  $\alpha \rightarrow 1$  en grafiek (2) evenwijdig aan (I.1) gaat lopen.
3. De lagering werkt volledig hydrodynamisch gesmeerd,  $\alpha = 0$ . Er is geen slijtage, dus  $\phi_c$  en  $(\eta \omega / p_g)_c$  veranderen niet.

nale maat  $\Delta r$  van de lagering, dan geldt voor de toestand na slijtage:

$$\begin{aligned} \phi_c &= k_E \cdot \frac{\Delta r}{h'_c} \cdot \left( \frac{\Delta r}{\Delta r_s} \right) \\ &= k_E \cdot \frac{\Delta r}{h'_c} \cdot \left( 1 + n \cdot \frac{K}{\Delta r} \cdot \frac{F}{b} \right)^{-1} \end{aligned} \quad (39b)$$

en

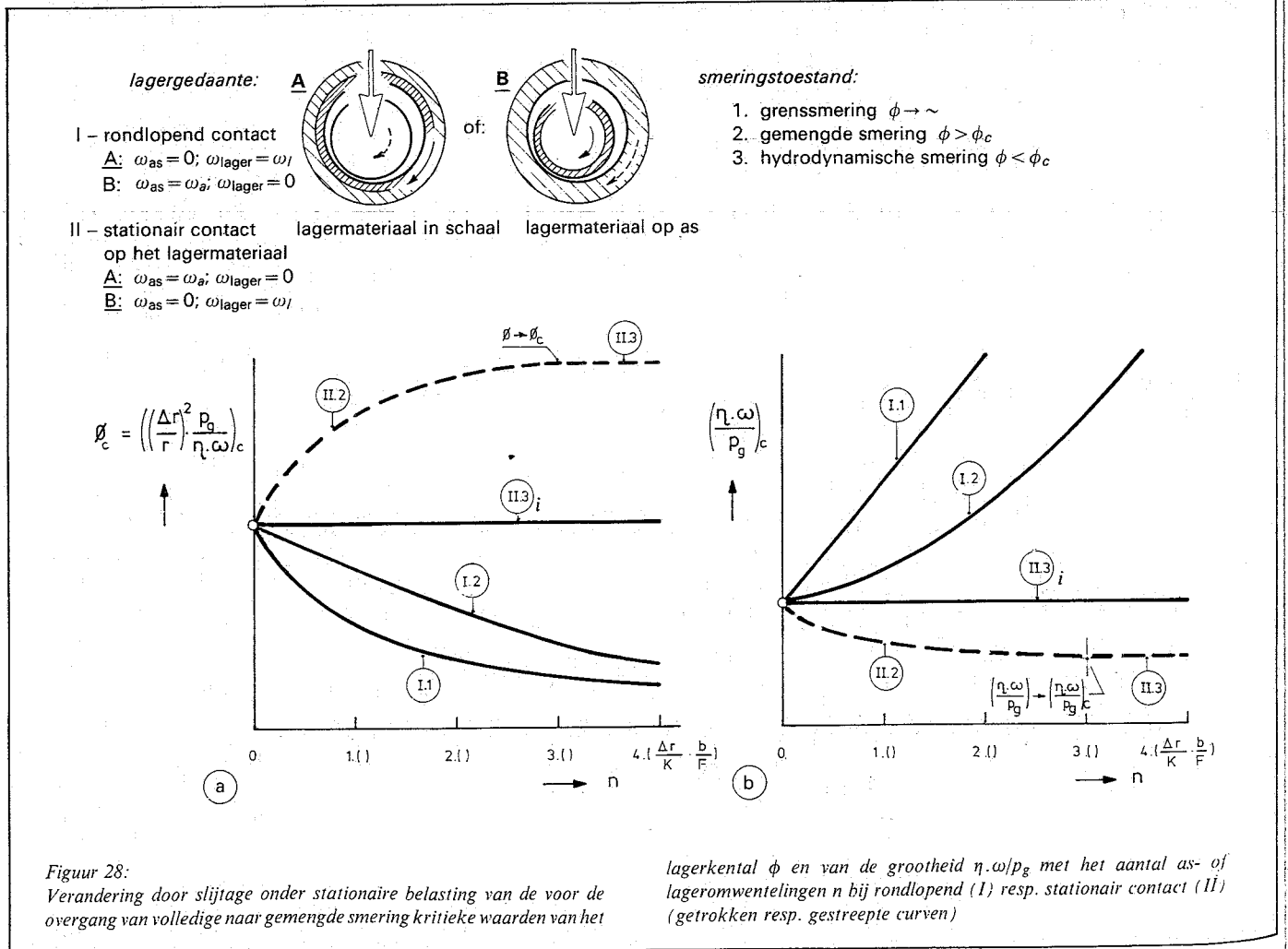
$$\left( \frac{\eta \cdot \omega}{p_g} \right)_c = F(\Pi_E) \cdot \frac{h'_c}{R} \cdot \left( 1 + n \cdot \frac{K}{\Delta r} \cdot \frac{F}{b} \right) \quad (40b)$$

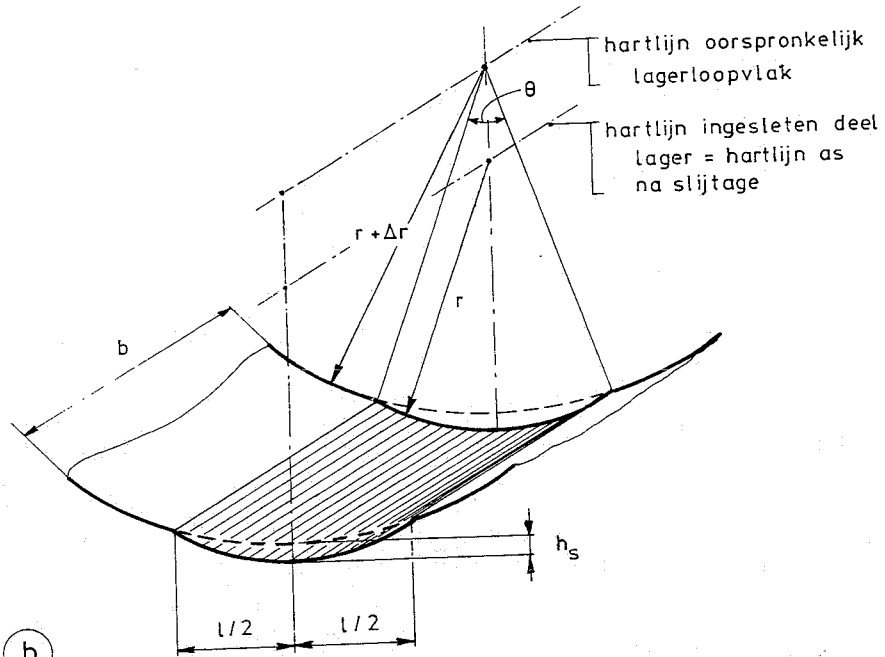
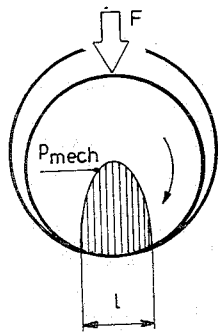
Kennelijk neemt door slijtage bij rondlopend contact de hydrodynamische belastbaarheid af:  $\phi_c$  wordt kleiner en  $(\eta \omega / p_g)_c$  groter dan de oorspronkelijke waarde. Figuur 28 stelt het verloop van  $\phi_c$  en

### Stilstaand contact op het lagermateriaal

Doordat in de uitgangstoestand de krommingen van as en lager ongelijk zijn, wordt het mechanisch overgebrachte deel van de belasting niet gelijkmatig maar min of meer ellipsvormig over de – in omtreksrichting gemeten – lengte van de contactzone verdeeld. De slijtage wordt daardoor bij stilstaand contact op dezelfde manier verdeeld (figuur 29), zodat een geleidelijke aanpassing van het lagermateriaal aan de vorm van het tegenlichaam optreedt: lokaal nadert het feitelijke verschil van as en lagerstraal in belaste toestand –  $\Delta r_{cs}$  – de waarde nul. Afgezien van straks te bespreken gevolgen voor de smeringstoestand veroorzaakt deze aanpassing een gelijkmatiger belastingverdeling, waardoor de randen van de contactzone een groter aandeel in slijtage krijgen en bij voortgezet contact de contactlengte toeneemt. Bij constante belasting zal ondertussen de radiale (lineaire) slijtsnelheid afnemen.

Voor een onder gemengde of grenssmering werkende lagering met elastisch onvervormbare loopvlakken is de slijtage als functie van het





a

b

**Figuur 29:**  
*Aspecten van slijtage bij stationair contact op het lagerloopvlak*  
 a. contactdrukverdeling over de lageromtrek vóór slijtage (vergelijk figuur 14); de lokale radiale slijtagesnelheid zal ruwweg evenredig zijn met de lokale 'mechanische druk'  $p_{mech}$

b. in bedrijf wordt door slijtage van het lagermateriaal in een gebied ter grootte  $l$  (koorde)  $\times$   $b$  (lagerbreedte) de asgedaante ongeveer overgenomen. De lageromtrekshoek waarover de slijtage is uitgebreid is  $\theta$ , de maximale slijtagediepte  $h_s$ .

aantal asomwentelingen  $n$  (lagersituatie figuur 27b) afgebeeld in figuur 30. Anders dan bij rondlopende belasting is nu niet de vraag hoe groot de lokale radiale speling wordt – immers in de contactzone is  $\Delta r_{cs} \rightarrow 0$  – maar wat de uitgebreidheid van het contact is, bij voorbeeld uitgedrukt in de hoek  $\theta$  (figuur 30a). Figuur 30b toont het uit een geometriebeschouwing berekende verband tussen  $\theta$  en het afgesleten volume  $\Delta V$  voor een lager met straal  $r$  en in uitgangstoestand een relatieve radiale speling  $\Delta r/r = 10^{-3}$ .  $\Delta V$  blijkt naarmate  $\theta$  groter wordt steeds sneller met  $\theta$  toe te nemen. Voor  $\Delta V$  kan in verband met vergelijking (33) geschreven worden:

$$\Delta V = K \cdot F \cdot n \cdot 2\pi \cdot r \quad (41a)$$

Omgekeerd is dan:

$$n = \frac{\Delta V}{2\pi \cdot r \cdot K \cdot F} \quad (41b)$$

Het verband tussen  $n$  en  $\theta$  wordt dus ook in figuur 30b afgebeeld zodra de schaal op de  $\Delta V$ -as door  $2\pi \cdot r \cdot K \cdot F$  gedeeld is. (In figuur 30c is het verband tussen  $n$  en  $\theta$  weergegeven voor het lager uit figuur 13b met  $r = 30$  mm,  $\Delta r/r = 10^{-3}$ ,  $b/d = 1$ . Verondersteld is dat onder een belasting  $p_g = 10$  N/mm<sup>2</sup> het lager permanent onder grenssmering werkt, met  $K = 5 \cdot 10^{-6}$  mm<sup>3</sup>/Nm.)

Kwantificering van de invloed van slijtage bij stilstaand contact op de kritieke waarden van het lagerkental en van  $\eta\omega/p_g$  is met behulp van de tot nu toe behandelde theorie niet eenvoudig mogelijk wegens de ongelijkmatigheid van de loopvlakkromming tijdens slijtage in het gebied van hydrodynamische drukopbouw. Zonder meer is echter duidelijk, dat door deze vorm van slijtage de filmdrukpotentie (hoofdstuk 3) toeneemt en dat de kans bestaat, dat door de slijtage het lager onder overigens vaste omstandigheden uit het grenssmerings- naar het gemengde smeringsgebied komt of dat zelfs volledige

smering bereikt wordt en dus de slijtage stagneert.  $\phi_c$  – uitgedrukt in de nominale maten – neemt met de tijd toe en  $(\eta\omega/p_g)_c$  af (zie figuur 28). Als onder de uitgangscondities reeds volledige hydrodynamische smering optreedt veranderen  $\phi_c$  en  $(\eta\omega/p_g)_c$  uiteraard niet (krommen II-3).

Anders dan het rondlopend contact verslechtert een ten opzichte van het slijtende loopvlak stilstaand contact in een stationair belaste lagering de smeringscondities niet. Als het lager in de uitgangssituatie de belasting kan dragen, zal hij ook zeker na slijtage die functie betrouwbaar kunnen vervullen. Wel zal de asligging zich in de belastingsrichting verplaatsen en is van een vaste aspositie bij verandering van de belastingsrichting geen sprake.

## 9. Samenvatting en conclusies

1. Voor een hydrodynamisch gesmeerd volomsluitend radiaal glijlager met starre loopvlakken, waarin as en lager parallel zijn, wordt de bedrijfstoestand volledig beschreven door twee van de drie kentallen:

de relatieve excentriciteit

$$\text{het lagerkental} \quad \phi = \left(\frac{\Delta r}{r}\right)^2 \cdot \frac{p_g}{\eta \cdot \omega}$$

de relatieve excentriciteit  $\varepsilon = e/\Delta r$

de relatieve lagerbreedte  $b/d$

Bij vaste  $b/d$  stijgt  $\varepsilon$  bij toename van  $\phi$  (figuren 4 en 8) Voor de minimale filmdikte geldt bij sterk excentrische asligging (hoofdstuk 3):

$$\lim_{\varepsilon \rightarrow 1} \frac{h_{\min}}{\Delta r} = 1.224 \frac{1}{\phi} \quad (9b)$$

De wrijvingscoëfficiënt  $f$  neemt continu af bij toenemende  $\phi$  (figuren 7 en 8; hoofdstuk 4).

# De invloed van het lagermateriaal op de grenscondities voor volledige hydrodynamische smering in radiale lagers (4 en slot)

- In een werkend ideaal lager – als bedoeld onder 1 – kan geen aanraking tussen as en lager optreden. Door een aantal geometriefwijkingen kan in de praktijk wel een deel van de belasting via mechanisch contact tussen as en lager worden overgebracht (gemengde smering); in extreme situaties is de krachtdoorleiding vrijwel geheel mechanisch (grenssmering). Sommige geometriefwijkingen, in het bijzonder de lokale loopvlakvering bij sterk excentrische asligging in hoogbelaste lagers, vergroten het hydrodynamisch draagvermogen van een lagering (hoofdstuk 5).
- Voor de globale smeermiddelstroming gelden de middenlijnen van de ruwheidsprofielen op de loopvlakken ongeveer als begrenzing. De minimale filmdikte  $h_{min}$  wordt tussen die grenzen gemeten. De invloed van mechanisch contact wordt duidelijk

merkbaar (de lagering werkt onder gemengde smering) voor

$$h_{min} \leq h'_c \tag{17}$$

waarin  $h'_c$  een gecombineerde kritieke ruwheidswaarde van de loopvlakken is (vergelijking (17a)).  $h_{min} = h'_c$  wordt bereikt bij een waarde van het lagerkental  $\phi = \phi_c$ . Verdere toename van  $\phi$  leidt tot waarden van  $h_{min}$  die groter zijn dan in het overeenkomstige geval bij gladde loopvlakken (figuur 13), terwijl de wrijvingscoëfficiënt stijgt (figuur 17, gemodificeerde Stribeckkromme; hoofdstuk 6).

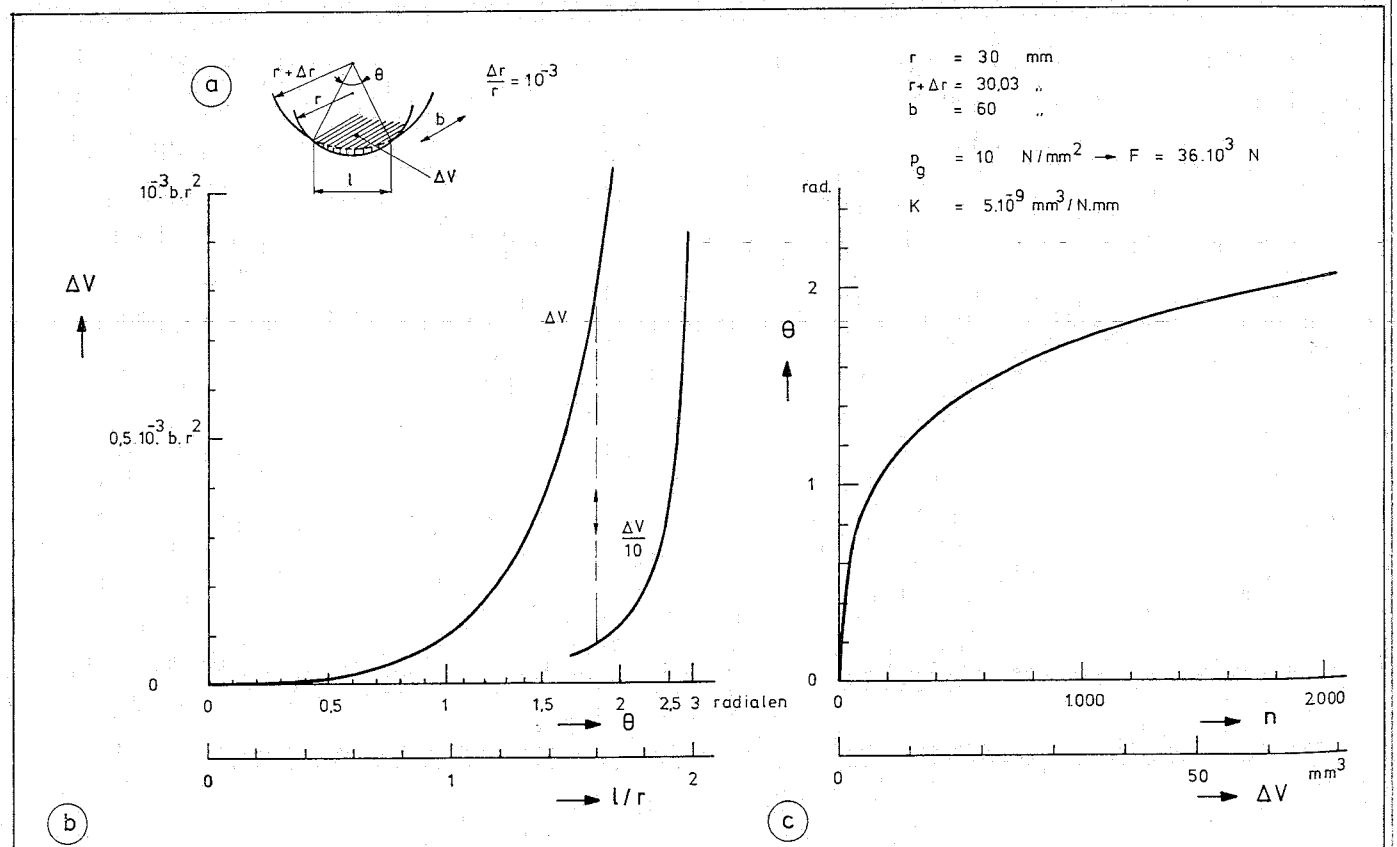
- Door de lokale loopvlakvering bij sterk excentrische asligging resulteert een grotere minimale filmdikte dan bij overeenkomstige belasting tussen starre loopvlakken. Als benadering wordt gebruikt (zie ook vergelijking (9b) onder 1):

$$\lim_{\epsilon \rightarrow 1} \frac{h_{min}}{\Delta r} = k_E \cdot \frac{1}{\phi} \tag{24}$$

Hierin is  $k_E$  een functie (zie figuur 22a) van de elasticiteitsparameter  $\Pi_E$  met

$$\Pi_E = \frac{F}{b} \cdot \frac{1}{E'} \cdot \frac{1}{h_{min}} \tag{25}$$

De grenswaarde van het lagerkental  $\phi = \phi_c$ , waarbij voor stijgende  $\phi$  duidelijk het gebied van gemengde smering is betreden, volgt uit (24) door voor  $h_{min}$  te substitueren  $h'_c$ , dus:



**Figuur 30:** Illustratie van de ontwikkeling van een stationair contact op in de lagerschaal gelegen lagermateriaal (slijtage van de as wordt verwaarloosd)

a. aanduiding contactgeometrie en afgesloten volume  $\Delta V$ , vergelijk figuur 29 (de beschouwing geldt voor het geval waarin  $\Delta r/r = 10^{-3}$  en waarin de kromming van het gesleten deel van het lagerloopvlak gelijk is aan die van de as, dat wil zeggen voor niet-elastisch materiaal)

b. verband tussen contacthoek  $\theta$  van het lager of relatieve contactlengte  $l/r$  en afgesloten volume  $\Delta V$  (algemene geometriebeschouwing)

c. uit b afgeleide ontwikkeling van de contacthoek  $\theta$  als functie van het aantal asomwentelingen  $n$  voor een lager van aangegeven afmetingen, dat bij vaste belasting in de behandelde periode onder grenssmering blijft werken, waardoor een constante slijtagefactor  $K$  optreedt (NB:  $\Delta V = K \cdot F \cdot n \cdot 2 \cdot \pi \cdot r$ )



$$\phi_c \approx k_E \cdot \frac{\Delta r}{h'_c} \quad (27)$$

5. De kritieke ruwheidswaarde  $h'_c$  van een loopvlak volgt in het algemeen uit het ruwheidsprofiel door bepaling van de afstand tussen basis- en toplijn (figuur 26). Voor ruwheidsprofielen met een Gausse-hoogteverdeling, zoals bij verspanend bewerkte oppervlakken gewoonlijk optreedt, geldt:

$$h'_c \approx 2.5 \cdot r_m \quad (17b) \text{ en } (17c)$$

De gecombineerde kritieke ruwheidswaarde  $h'_c$  van een glijkoppel volgt uit

$$h'_c = \{h_{cas}^2 + h_{c\text{lager}}^2\}^{\frac{1}{2}} \quad (17a)$$

Bij inlopen kan  $h'_c$  afnemen, toenemen of – in een enkel geval – gelijk blijven (experimenteel te bepalen!) (hoofdstuk 8).

6. De verhouding van de gecombineerde kritieke ruwheidswaarde  $h'_c$  en de vervormingsfactor  $k_E$  wordt de contactparameter  $A$  genoemd:

$$A = \frac{h'_c}{k_E(\Pi_E)} \quad (33)$$

waardoor (27) wordt

$$\phi_c = \frac{\Delta r}{A} \quad (27b)$$

$A$  geeft de invloed van de gebruikte materiaalcombinatie op de grenscondities van het bedrijfsgebied met volledige smering aan en kan derhalve als een der criteria voor materiaalkeuze gelden (hoofdstukken 7 en 8).

7. Gelijkmatische slijtage door over het lagermateriaal rondlopend contact verlaagt  $\phi_c$  en daarmee de hydrodynamische belastbaarheid; lokale slijtage door stilstaand contact verhoogt  $\phi_c$  (figuur 28).  
De voor de slijtagesnelheid maatgevende slijtagefactor  $K$  moet in het algemeen experimenteel – onder grenssmering – bepaald worden; een ISO ontwerpnorm daartoe is onlangs vastgesteld (hoofdstuk 8).

## Literatuur

- [1] Vogelpohl, G., *Das Reibungsverhalten von Gleitlagern*, De Ingenieur, 75 (1963), 39, p. W 157–167  
 [2] VM 46, *Zelfwerkende Glijlagers 1; systeembenadering van de constructie*, (1978), FME/Educaboek, Culemborg  
 [3] VM 47, *Zelfwerkende Glijlagers 2; model- en temperatuurberekening*, (1979), FME/Educaboek, Culemborg  
 [4] VM 51, *Zelfwerkende Glijlagers 3; smeermiddeltoevoer en materiaalkeuze*, (1979), FME/Educaboek, Culemborg  
 [5] Landheer, D., *Aspecten van functie, werking en beschadiging van glijlagers*, De Constructeur (1971), a: thema editie nr. 1, p. 29–36, b: 71/7, p. 31–35, c: 71/8, p. 41–45, d: 71/10, p. 87–95  
 [6] Vogelpohl, G., *Betriebsichere Gleitlager*, (1958), Springer, Berlin/Göttingen/Heidelberg  
 [7] Sassenfeld, H. en A. Walther, *Gleitlagerberechnungen*, (1954), VDI Forschungsheft 441, D. I. V., Düsseldorf  
 [8] Greenwood, J. A. en J. B. P. Williamson, *Contact of nominally flat surfaces*, Proc. Roy. Soc. A 295 (1966), p. 300–319  
 [9] Napel, W. E. ten, *Elasto-hydrodynamische smering*, De Constructeur (1978) 10, p. 45–49 en 11, p. 58–62  
 [10] Buske, A., *Der Einfluss der Lagergestaltung auf die Belastbarkeit und Betriebssicherheit*, Stahl und Eisen, 71 (1951), p. 1420–1433

- [11] Bowden, F. P. en Tabor, D., *The friction and lubrication of solids*, (1954), Clarendon, Oxford  
 [12] Gee, A. W. J. de, *Smering van puntcontacten onder condities van glijdende wrijving*, De Constructeur (1978), 9, p. 88–96  
 [13] Gee, A. W. J. de, *Selection of materials for lubricated journal bearings – determination of the critical roughness parameter*, Wear, 42 (1977), p. 251–261  
 [14] Herrebrugh, K., *Solving the incompressible and isothermal problem in elasto-hydrodynamic lubrication through an integral equation*, Trans. ASME, J. Lub. Tech. (1968), p. 262–270  
 [15] Spiegel, K., *Über den Einfluss elastischer Deformationen auf die Tragfähigkeit von Radialgleitlagern*, Schmiertechnik und Tribologie, 20 (1973), 1, p. 3–9  
 [16] Gee, A. W. J. de, *Selection of materials for lubricated journal bearings*, Wear 36 (1976), p. 33–61  
 [17] VM 76, *Tribotechniek, wegwijzer voor contacten*, (1981), FME/Educaboek, Culemborg  
 [18] ISO-DIS, *Testing of the tribological behaviour of bearing materials for oil lubricated applications – part I*, (1980)

## Erratum

In deel 1 (Constructeur 2/81, pag. 42) eerste regel rechterkolom vervangen door:

Maat voor het meesleepeffect is het produkt van de viskositeit  $\eta$  en de karakteristieke snelheidsgradiënt  $\omega \cdot r / \Delta r$ .  
 $\omega \cdot r / \Delta r$  is de afschuifnelheid die bij concentrische asligging in de film zou ontstaan; het produkt  $\eta \cdot \omega \cdot r / \Delta r$  stelt een schuifspanning voor. De omzetting van schuifspanning in filmdruk hangt af van de verhouding van het oppervlak waarover de spanning wordt ingeleid tot de filmdoorlaat (= kleinste oppervlak loodrecht op de stroming), zodat de verhouding  $r / \Delta r$  een maat voor het mogelijke vernauwings-effect is.  
 Aldus is:

$$p_p = \left(\frac{r}{\Delta r}\right)^2 \cdot \eta \cdot \omega \quad (2)$$